



저작자표시-비영리-변경금지 2.0 대한민국

이용자는 아래의 조건을 따르는 경우에 한하여 자유롭게

- 이 저작물을 복제, 배포, 전송, 전시, 공연 및 방송할 수 있습니다.

다음과 같은 조건을 따라야 합니다:



저작자표시. 귀하는 원저작자를 표시하여야 합니다.



비영리. 귀하는 이 저작물을 영리 목적으로 이용할 수 없습니다.



변경금지. 귀하는 이 저작물을 개작, 변형 또는 가공할 수 없습니다.

- 귀하는, 이 저작물의 재이용이나 배포의 경우, 이 저작물에 적용된 이용허락조건을 명확하게 나타내어야 합니다.
- 저작권자로부터 별도의 허가를 받으면 이러한 조건들은 적용되지 않습니다.

저작권법에 따른 이용자의 권리는 위의 내용에 의하여 영향을 받지 않습니다.

이것은 [이용허락규약\(Legal Code\)](#)을 이해하기 쉽게 요약한 것입니다.

[Disclaimer](#)

2019년 8월
석사학위논문

취성파괴 평가 시 Side Groove의 영향

조선대학교 대학원

토목공학과

김 상 민

취성파괴 평가 시 Side Groove의 영향

Influence of Side Groove on Brittle Fracture Assessment

2019년 8월 23일

조선대학교대학원

토목공학과

김 상 민

취성파괴 평가 시 Side Groove의 영향

지도교수 박 정 응

이 논문을 공학 석사학위 논문으로 제출함.


2019년 4월

조선대학교대학원


토목공학과

김 상 민

김상민의 석사학위논문을 인준함.

위원장 조선대학교 교수 김 성 흥  (인)

위 원 조선대학교 교수 김 대 현  (인)

위 원 조선대학교 교수 박 정 응  (인)

2019년 5월

조선대학교 대학원

목 차

ABSTRACT

제1장 서 론	1
1.1 연구배경 및 목적	1
1.2 국내·외 연구동향	2
1.3 연구내용 및 방법	4
제2장 이론적 배경	6
2.1 파괴역학	6
2.1.1 선형 파괴역학	7
2.1.2 비선형 파괴역학	14
2.1.3 동적 파괴역학	19
2.1.4 파괴역학 파라미터	26
2.2 취성파괴 실험	30
2.2.1 ESSO Test	30
2.2.2 Double Tension Test	31
2.2.3 Robertson Test	32
2.2.4 Drop Weight Tear Test	33

2.3 균열진전해석 영향 인자	34
2.3.1 Virtual Crack Closer Technique(VCCT)	35
2.3.2 균열 진행 방향	36
2.3.3 파괴 Criterion 결정법	39
2.4 Side-Groove 영향인자	40
2.4.1 Shear lip	40
2.4.2 Side-Groove의 영향	42
제3장 취성파괴 평가 시 Side-Groove 영향	45
3.1 모재의 취성파괴 실험	45
3.1.1 실험조건	45
3.1.2 시험편 형상	48
3.1.3 실험결과	49
3.2 모재의 취성파괴 해석	51
3.2.1 해석모델 및 조건	51
3.2.2 해석 결과 및 고찰	60
제4장 결 론	77
참 고 문 헌	79

표 목 차

표 2.1 파괴역학의 분류	6
표 3.1 EH47시험편의 물성	46
표 3.2 썩기의 물성	46
표 3.3 썩기의 충격값	46
표 3.4 EH47강의 두께 80mm 균열 실험결과	50
표 3.5 EH47시험편 두께, 온도구배 및 Side Groove 깊이	51
표 3.6 EH47강의 두께 80mm 균열 해석결과	74

그 립 목 차

그림 2.1	균열 확장 세 가지 기본 변형	8
그림 2.2	균열선단의 응력성분과 좌표	8
그림 2.3	탄성체중에서의 균열진전	11
그림 2.4	균열선단 탄성응력분포, 하중평형에 의한 소성역의 추정분포	13
그림 2.5	노치와 균열선단을 둘러싸는 임의의 경로	15
그림 2.6	하중-하중점 변위선도와 포텐셜 에너지 관계	17
그림 2.7	균열선단에서의 소성둔화	17
그림 2.8	직각좌표계 및 극 좌표계	20
그림 2.9	$K_I(\nu)$ 및 $g_I(\nu)$	23
그림 2.10	균열진전 에너지 변화	25
그림 2.11	균열선단 장방형경로 Γ_{end}	25
그림 2.12	재료인성 온도천이곡선과 파괴인성 적용범위	26
그림 2.13	파괴인성에 미치는 판 두께의 영향	27
그림 2.14	각 영역의 하중~COD 선도	27
그림 2.15	각 영역의 파면 형태	28
그림 2.16	파괴인성에 미치는 균열길이의 영향	29
그림 2.17	ESSO Test 실험방법 및 시험편의 형상	31
그림 2.18	Double Tension Test 과정 및 하중상태	31
그림 2.19	Robertson Test 실험방법	32
그림 2.20	시험편 치수 및 형상	33
그림 2.21	Drop Weight Tear Test	33
그림 2.22	Meshes after Remeshing	34
그림 2.23	2차원 모델의 VCCT 방법	35
그림 2.24	3차원 모델의 VCCT 방법	36

그림 2.25 Maximum Hoop Stress법	37
그림 2.26 Maximum Hoop Stress의 균열 형상	37
그림 2.27 Along Pure Mode의 균열형상	38
그림 2.28 Along Mode I 의 균열형상	38
그림 2.29 Shear lip의 영향	40
그림 2.30 강제 균열 시 생기는 Shear lip 계략도	41
그림 2.31 Slit형상의 Side Groove의 잔류응력 분포	42
그림 2.32 Side Groove 형상별 잔류응력 분포	43
그림 2.33 취성파괴 실험 후 모재의 균열단면	44
그림 3.1 취성파괴 실험순서	47
그림 3.2 실제 사용된 시험편 치수 및 노치 부 형상	48
그림 3.3 실제 제작된 Side-groove형상 및 치수	48
그림 3.4 취성파괴실험 후 모재의 균열진전형상	49
그림 3.5 EH47 Young's Modulus-Temperature Curve	52
그림 3.6 EH47 Yield Stress, Tensile Stress	52
그림 3.7 시험편의 온도구배(Local Temperature Gradient Type)	53
그림 3.8 유한요소 해석 시험편의 형상	55
그림 3.9 시험편 경계조건	55
그림 3.10 실제 실험에서 사용 된 썸머의 형상 및 치수	56
그림 3.11 균열해석 썸머 모델링	56
그림 3.12 썸머의 경계조건	57
그림 3.13 시험편의 온도분포와 Applied Stress 적용위치	57
그림 3.14 취성파괴 해석순서	58
그림 3.15 유한요소 균열해석 진행과정	59
그림 3.16 Side Groove 0mm, 인장과정	60
그림 3.17 80mm두께 시험편의 잔류응력	61

그림 3.18 80mm두께 시험편의 전단응력	62
그림 3.19 Side Groove 0mm, 균열 진전 형상(1st Crack Tip)	63
그림 3.20 Side Groove 2mm, 균열 진전 형상(1st Crack Tip)	64
그림 3.21 Side Groove 4mm, 균열 진전 형상(1st Crack Tip)	64
그림 3.22 Side Groove 6mm, 균열 진전 형상(1st Crack Tip)	65
그림 3.23 Side Groove 8mm, 균열 진전 형상(1st Crack Tip)	65
그림 3.24 Side Groove 10mm, 균열 진전 형상(1st Crack Tip)	66
그림 3.25 80mm두께 시험편의 잔류응력분포(2nd Crack Tip)	67
그림 3.26 80mm두께 시험편의 전단응력(2nd Crack Tip)	68
그림 3.27 Side Groove 0mm, 균열 진전 형상(2nd Crack Tip)	69
그림 3.28 Side Groove 2mm, 균열 진전 형상(2nd Crack Tip)	70
그림 3.29 Side Groove 4mm, 균열 진전 형상(2nd Crack Tip)	70
그림 3.30 Side Groove 6mm, 균열 진전 형상(2nd Crack Tip)	71
그림 3.31 Side Groove 8mm, 균열 진전 형상(2nd Crack Tip)	71
그림 3.32 Side Groove 10mm, 균열 진전 형상(2nd Crack Tip)	72
그림 3.33 80t 시험편의 VCCT Energy Release GI 분포도	73
그림 3.34 50t 시험편에 대한 잔류응력 분포도	75
그림 3.35 100t 시험편에 대한 잔류응력 분포도	76

ABSTRACT

Influence of Side-groove on Brittle Fracture Assessment

Kim, Sang Min

Advisor : Prof. Park, Jeong Ung Ph.D.

Department of Civil Engineering,

Graduate School of Chosun University

Recently, due to the increase in the size of the structure, the materials used are gradually becoming higher in strength. Steels used in bridges and steel structures as well as steels used in ships are also becoming more prone to high-strength steel products. As such, regardless of the industrial group, the keyword for the latest steel structure is [high intensity, extreme materialization]. However, it is well known that the fracture toughness of the steel decreases as the thickness of the steel increases. The fracture properties that are particularly vulnerable in extreme materialization are safety against unstable fracture (brittle fracture). Therefore, the international community has established a new international standard for brittle fracture safety.

In this study, to evaluate the brittle fracture stability of high - strength extreme materials used in building structures including bridges, In order to minimize the effect of shear lip on the specimen surface which affects brittle crack propagation stop, side-groove is made on the specimen side to investigate the effect of brittle fracture. In order to investigate the effect of shear lip on brittle crack propagation stop for the thicknesses 50mm, 80mm, 100mm which can be used in civil engineering and construction field, the depth of side-groove is varied on the side of specimen, The effect of the depth on the stress distribution of the crack tip inducing shear lip was analyzed by finite element method. Based on the results of FEM analysis, this study proposes the minimum thickness of shear lip on the brittle crack propagation stopping properties of extreme post material used in bridges and building structures and investigates the propagation stopping mechanism of brittle cracks.

제 1 장 서 론

1.1 연구배경 및 목적

최근 구조물의 대형화로 인해 사용 재료는 점차 고강도 극후물화 되고 있는 추세이다. 교량 및 강구조물에 사용되는 강재를 비롯해 선박에 적용되는 강재 또한 고강도 극후물화의 경향이 뚜렷하게 나타나고 있다. 이처럼 산업군에 관계없이 최근 강구조물의 키워드는 [고강도, 극후물화] 이다. 하지만 강재의 두께가 증가함에 따라서 강재가 갖는 파괴인성은 저하하는 경향을 보인다는 것은 이미 잘 알려진 사실이다(박준식 등, 2007). 극 후물재에서 특히 취약하게 나타나는 파괴특성은 불안정파괴(취성파괴)에 대한 안전성이다. 그러므로 국제사회에서는 취성파괴 안전성 확보를 위한 국제규격을 제정하였다(장동일 등, 1978).

1995년 일본의 고베대지진에서는 지반의 변위속도가 100kine이 넘는 동적 대 변형에 의하여 건축철골구조물의 붕괴현상이 많이 보고되었고, 구조물의 취성파괴가 많이 나타났다(김태진 등, 2008). 또한 1900년대에는 용접구조물의 파괴사고가 많이 나타났다. 1939년부터 1945년에 미국이 전쟁 당시 표준 선으로 건조한 4694척의 전체 용접선 가운데 1289척이 파괴사고를 일으켰는데, 그 중의 233척은 치명적인 파손사고를 일으켰다고 보고되어 있으며, 그 원인은 용접부등의 노치응력 집중부에서 발생한 취성파괴였다(小林 1985). 또한, 1962년 멜버른의 킹스교의 제작 시 발생된 균열이 성장하여 낙하사고가 있었고, 1967년 미국 서버지니아주의 포인트·프레젠티교 낙교사고에 의해 교량 분야에서도 취성파괴에 대한 관심을 갖게 되었다(T Moan 1981). 1990년대 중반 이후에는 강 구조물의 파괴로 인해 많은 국가들이 경제적 손실과 인명피해를 겪었다. 이로 인해 구조물의 안전성에 대한 중요성이 크게 나타나고 있다. 이러한 현상들의 규명을 위해서 대형구조물의 파괴 및 손상 방지를 위한 파괴역학적 검토가 요구되고 있다(서창민, 1986).

대형 강구조물에 사용강재의 두께 증가에 따라 용접방법의 변화에 의한 파괴안전성 저하의 문제도 제기되고 있다(박정웅 등, 2007). 또한 용접 시 필연적으로 발생하는 잔류응력의 분포 또한 기존의 잔류응력과 다른 분포를 띄게 되고, 용접에 의해 발생하는 잔류응력과 변형은 구조물의 사용성과 강도를 떨어뜨리는 원인이 되고 피로파괴에 영

향을 준다고 보고되어 있다(Masaoka 등, 2010). 특히 취성파괴의 안전성에는 용접에 의한 잔류응력의 영향이 크게 나타나므로 강구조물의 취성파괴 안전성에 미치는 잔류응력의 영향에 대한 연구가 필요하다.

본 연구에서는 교량을 포함한 강 구조물에 사용되는 고강도 극후물재의 취성파괴 안전성 검증을 위해 취성균열 정지 가능성을 평가하는 실험을 활용하여, 취성균열 전파 정지에 영향을 주는 Shear lip을 최소화 하고자 한다. 이를 위해 시편 노치부 측면에 Side-groove를 만들어 취성파괴에 미치는 Side-groove의 영향을 해석적으로 검토하고자 한다. 현재 토목 및 건축 현장에서 사용가능한 두께인 50mm, 80mm, 100mm에 대해 취성균열전파 정지에 영향을 미치는 Shear lip을 검토하기 위하여, 시험편 측면에 Side-groove의 깊이를 다양하게 변화시켜, Side-groove의 깊이가 Shear lip을 유발시키는 crack tip의 응력분포에 미치는 영향을 유한요소법을 통해 해석적으로 검토하였다.

1.2 국내·외 연구동향

Y. Imai(1984) 등은 3점 밴딩 인성 시험편에 대해 탄성-응력 상태를 3차원 유한 요소법으로 분석하였다. 그들은 시험편 측면에 각각 U, V, Slit형태의 Groove를 만들고 시험편의 중앙으로부터 잔류응력 상태를 파악하여 Side-groove의 영향에 대해서 발표하였다.

Sumi(1990)는 용접잔류응력을 포함한 강재의 취성파괴에 대한 균열 경로 예측을 컴퓨터를 이용해 예측했다. 그들은 균열 예측 안정성을 검토하여 수치를 이용해 균열 경로 예측법을 개발하고 용접잔류응력을 포함한 취성균열의 파괴거동을 실험했다. 균열 경로 예측값은 잘 맞았고, 균열정지동작실험과 비교하여 검토하였다.

박정웅(2000) 등은 원자로 압력용기강의 파괴인성 예측을 샤프 V-노치 충격 하중-변위 곡선의 균열정지하중을 이용하여 연구하였다. 그들은 균열정지하중값의 변화를 파단면으로부터 측정된 안정된 균열길이의 변화와 높은 상관성이 있다고 했다. 또한 무딘 노치를 갖는 시편에 대해 계장화샤프충격시험을 통해 안정균열길이 및 균열정지하중을 측정하였다. 이 결과를 활용해 원자로 압력 용기강의 하한값의 파괴인성치를 평가 할 수 있다고 말했다.

Wall(2002)은 대형 SEB시험편을 이용해 취성균열전파의 실험적 연구를 진행하였다.

그들은 시험편의 두께와 충격속도에 변화를 주어 실험을 실시하였다. 그 결과 충격속도와 시험편의 두께가 증가하면 취성파괴현상이 증가된다고 발표하였다.

Iniue(2006) 등은 균열정지실험을 ESSO 실험기를 이용하여 두께 65mm이상의 시험편으로 진행했다. 그들은 65mm이상의 시험편 균열진전은 65mm이하의 시험편 균열진전과 보강재가 다르게 있어도 시험편을 관통하며 발생할 수 있다고 발표하였다. 이 결과 Wall이 발표한 시험편의 충격속도와 두께가 증가하면 취성파괴현상이 증가된다는 연구결과와 동일하다.

박정웅(2007) 등은 선체구조물 용접부의 파괴인성 평가방법 및 특성, 취성파괴 발생원인에 대해 연구하였다. 그들은 파괴는 피로균열과 용접이음부의 용접결함이 기점이 되어 발생한다고 하였다. 또한 주로 응력집중에 의한 작용하중, 노치, 노치선단의 인성 등으로부터 영향을 받는다고 발표하였다.

안규백(2007)은 선급 극후판 강재에 따른 취성균열 정지 특성의 분석을 위해 일정한 온도분포에 따른 ESSO시험을 실시하여 모재의 두꺼운 정도에 따른 취성 균열정지 특성을 검증하였다. 또한 그는 대형파괴실험법을 통하여 용접부의 취성균열정지인성을 측정하였다. 그는 FCAW용접과 EGW용접으로 두께 50mm와 80mm 용접시험편을 제작하였다. 그에 따르면 EGW용접시험편의 경우 용접부에서 취성균열이 정지되었고, FCAW용접시험편에서 모재에서 취성균열이 정지되었다. 두 가지 용접 시험편의 차이점은 아직 분석 중에 있다고 발표하였다(안규백 2008). 또한 고강도 극후물재 용접부 취성균열진전과 정지 기술 개발에 관한 연구를 진행하였다. 그들은 균열 진전은 대부분 연속적인 면에서 정지시킬 수 없다고 발표했다. 또한 어떠한 불연속적인 면을 임의로 생성해야 정지가 가능하다고 연구하여 균열 정지 방법을 검토하였다. 균열을 정지시키려고 하는 곳에 불연속적인면인 일정한 크기의 hole을 만들어 균열을 정지시켰다. 그 결과 높은 인성의 용접재료로 취성균열이 진행되는 경로에 적용하여 불연속적인면의 생성과 함께 용접부의 인성을 높여서 균열 정지 기술을 개발하였다(안규백 2009).

현재에도 취성균열의 실험적인 방법은 국내 및 국외에서 많은 연구가 진행되고 있다. 하지만 해석적인 측면에서 연구에 많은 어려움을 겪고 있다. 따라서 본 연구를 활용하여 취성균열 안전성에 대한 해석적인 모델이 개발되고 실험적인 방법을 대체가능하다면 앞으로의 극후물재의 취성균열 및 파괴에 대한 연구에 많은 도움을 가져올 것이라고 생각한다.

1.3 연구내용 및 방법

최근 많은 국가에서 강 구조물의 대형화로 인해 사용 재료는 고강도화 되고 이에 따라 구조물 취성파괴 안전성에 관한 관심이 높아지고 있는 추세이다. 그러나 취성파괴가 발생하는 극후물재의 안전성에 관한 실험규격이 각 나라마다 달라 명확한 실험방법에 관한 연구가 필요하다. 또한 대형구조물이 개발되면서 대형구조물의 파괴, 손상, 피로를 방지하기 위한 학문인 파괴역학의 발전이 점점 중요하게 여겨지는 추세이다. 따라서 본 연구에서는 취성파괴 안전성을 검증하는 취성파괴 시험 시 완전한 취성파괴에 의한 균열정지를 확인하기 위해 시편 표면에 발생하는 Shear lip의 영향을 최소화하고자 시편 두께 50mm에 Side-groove를 2mm, 4mm 시편 두께 80mm에 2mm, 4mm, 6mm, 8mm, 10mm, 시편 두께 100mm에 2mm, 6mm를 만들어 Side-groove의 유무/깊이 및 시편두께 별 Side-groove의 영향을 확인하고자 한다.

본 연구를 실시한 내용 및 실험방법은 다음과 같이 요약할 수 있다.

1. 80mm 두께의 시험편 취성파괴 실험

실제 취성파괴실험에서 사용된 EH47강의 물성을 확인하고 균열의 길이를 확인하여 해석의 신뢰성을 높이고자 한다.

2. 50, 80, 100mm 두께의 시험편 유한요소 해석(Marc Mantat)

실제 사용된 시험편 EH47강의 물성을 동일하게 사용하여 균열의 길이를 검토하고자 한다.

3. Side-groove의 영향 확인

80mm두께의 시험편 노치부분을 시작으로 아랫방향으로 150mm길이의 Side-groove를 각각 만들고 Side-groove의 유무/ 깊이, 또한 시편 두께별 Side-groove의 영향을 검토하고자 한다.

또한 본 논문은 총 4장으로 다음과 같이 구성되었다.

제 1 장에서는 ‘연구배경 및 목적’으로 대형구조물의 취성파괴에 대한 연구의 필요성 및 연구동향에 대해 기술하였다. 제 2 장에서는 ‘이론적 배경’으로 본 연구에 사용되는

파괴역학, 파괴역학 파라미터, 취성파괴 실험, 취성균열해석 영향 인자, Shear lip, Side-groove의 영향 순으로 기술하였다. 제 3 장에서는 ‘유한요소법에 의한 취성균열 전진해석의 Side-groove의 영향’으로 실제 실험과 해석을 비교하여 해석의 신뢰성을 확인 한 후 Side-groove 유무 / 깊이에 따른 Shear lip의 영향, 시험편 두께별 Side-groove의 영향에 대해 기술하였다. 제 4 장에서는 ‘결론’으로 본 연구에 대한 종합적인 결과와 연구 고찰에 대한 내용을 기술하였다.

제 2 장 이론적 배경

2.1 파괴역학

구조물에 사용되는 강재는 생성과정 시 강재 내에 균열 및 공극이 많은 역학적 결함을 내포하며, 이러한 결함들은 강재의 파괴에 치명적인 영향을 미친다는 것으로 알려져 있다. 1920년대에는 Griffith가 처음으로 파괴역학에 대해 제시하였다. 또한 이런 초기결함뿐 아니라 부재의 사용 중에 외적요인을 포함한 부하조건에 따라 생기는 것도 있다. 현재에는 오히려 후자의 문제가 되는 일이 많다. Griffith는 균열의 성장은 재료 내에서 균열선단부에 축적된 변형에너지가 재료가 가지고 있는 고유의 일정 저항치를 넘었을 때 새로운 균열면을 형성하며 이루어진다고 언급했다(Griffith 1920). 이러한 이론은 그 후에도 Oriwan의 의해 수정되어 강재의 파괴에 적용되었으나(Oriwan 1949), 1950년대 후반에는 Irwin은 균열선단 근처에서 응력 및 변위를 나타내기 위한 파라미터로 응력확대계수(Stress Intensity Factor)를 도입한 후 파괴역학의 기초이론이 정립되었다(Irwin 1957). 표 2.1은 파괴역학을 3가지로 분류하여 특징 및 파괴역학과 파라미터와의 관계식을 보여주고 있다.

표 2.1 파괴역학의 분류

구성식분류	파괴현상의 분류	파괴현상에 관한 특징	관계식
선형 파괴역학	취성파괴	원자결합이 파단 되는 순간파괴, 재료학적으로는 벽개파괴	K, g
	피로파괴	소규모 항복상태에서의 정적파괴강도 이하 응력의 반복에 의한 파괴현상, 파면은 줄무늬를 가진다.	$\frac{da}{dN} = f(\Delta K)$
비 선형 파괴역학	환경파괴	부식 환경속에 있는 금속이 인장응력을 받고 일어나는 균열	$\frac{da}{dt} = f(K)$
	탄소성파괴	합체에 의한 파괴, 공극의 발생, 성장	$J, dJ/da$
	고온 크리프파괴	시간과 함께 진행되는 변형 상태 하에서의 파괴	$C^*, \frac{da}{dt} = f(C^*)$
동적 파괴역학	고온피로	대규모 항복 상태 하에서 반복 부하에 의한 파괴현상	$\frac{da}{dN} = f(C^*)$
	탄성파괴	충격 하중 하에서 파괴 및 고속균열전파 문제	$K(t), K(t,v)$
	탄소성파괴	대규모 소성변형을 포함한 시간의존 파괴현상	\hat{J}, T^* 등

2.1.1 선형 파괴역학

선형파괴역학(Linear Elastic Fracture Mechanics: LEFM)은 초기 균열이 존재하며 균열이 진행된다는 학문으로, 즉 구조물 중의 응력집중부 등에서의 최대응력 σ_{\max} 를 응력해석에 의해 구하고, 최대응력과 재료실험에서 얻어진 재료강도 파라미터로부터 확인한다.

$$\sigma_{\max} \leq \sigma_Y/S \tag{2.1}$$

여기에서 σ_{\max} : 최대응력
 σ_y : 항복응력
 S : 안전율(Safety Factor)

균열 둘레는 일반적으로 탄성응력장에서 σ_{\max} 가되기 때문에 식 (2.1)을 그대로 적용하는 데는 어려움이 있다. 따라서 식 (2.1)대신 균열근방 탄성응력장의 특성을 갖는 파라미터 K 를 사용하여 다음과 같이 표현한다.

$$K \leq K_C/S \tag{2.2}$$

여기에서 K : 응력확대계수(Stress Intensity Factor)
 K_C : 파괴인성(Fracture toughness)
 S : 안전율(Safety Factor)

선형파괴역학(Linear Elastic Fracture Mechanics: LEFM)은 식 (2.2)에 의해 취성파괴 방지조건을 정리하는 것이다.

선형파괴역학은 Irwin이 1957년에 연구한 이후 적극적인 연구가 진행 되고 있다. 선형파괴역학은 탄성해석을 기본으로 파라미터 K 에 의해서 파괴조건이 적용되고 균열선단에 생기는 소성영역이 균열 또는 다른 부재치수에 비하여 아주 작은 즉 소규모 항복 (Small Scale Yielding)범위에서의 파괴에 대해 적용된다. 소규모항복 범위에서의 파괴 현상으로 취성파괴와 환경파괴 및 피로파괴 문제 등이 있으며 실제로 파괴방지설계에 대해 선형파괴역학이 이용되고 있다(Irwin 1957).

가. 응력확대계수

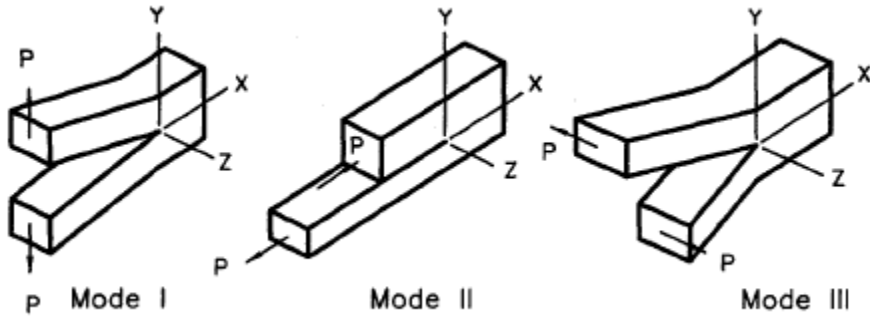


그림 2.1 균열 확장 세 가지 기본 변형

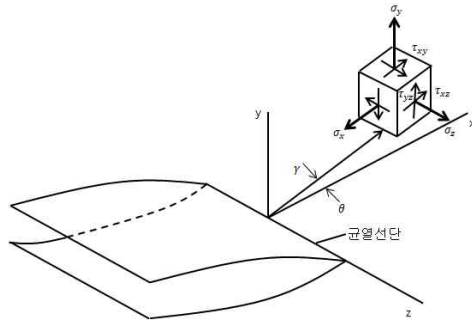


그림 2.2 균열선단의 응력성분과 좌표

선형탄성파괴역학에 의하면 일반적으로 균열선단의 변형은 총 세 가지로 독립된 변형 방식의 합으로 나타내어지며 그림 2.1과 같이 개구모드(모드 I), 전단모드(모드 II), 찢어짐 모드(모드 III)라 부른다.

균열선단의 임의의 한 점을 그림 2.2에서 나타난 것과 같이 균열선단 위를 원점 0으로 하고 직각좌표(x_1, x_2, x_3) 또는 원주좌표(r, θ, z)로 나타낸다. $x_i (i = 1, 2, 3)$ 에 관한 응력성분 $\sigma_{ij} (i, j = 1, 2, 3)$ 는 $x_3(z)$ 좌표에 의존하지 않는 2차원 탄성론 및 비틀림 탄성론이 적용 가능한 균열재의 각 변형방식에 대하여

$$\sigma_{ij} = \frac{A_1}{\sqrt{r}} f_{ij}^{(1)}(\theta) + A_2 f_{ij}^{(2)}(\theta) + A_3 \sqrt{r} f_{ij}^{(3)}(\theta) + \dots \quad (2.3)$$

식 (2.3)인 \sqrt{r} 의 급수로 전개 가능하다. 여기서 $f_{ij}^{(1)}(\theta), f_{ij}^{(2)}(\theta), f_{ij}^{(3)}(\theta), \dots$ 은 각 변형방식에 대하여 θ 의 무차원함수이며 $A_1(K/\sqrt{2\pi}), A_2, A_3, \dots$ 는 균열재의 형상치수, 경계조건 의존 계수이다. 식 (2.3)에서 $r \rightarrow 0$ 일 때 1항은 무한대로 발산하며, 2항은 r 값에 의존하지 않는 상수항이고, 3항 이후는 0에 수렴하기 때문에 식 (2.3)의 1항만을 이용하여 균열선단의 가까운 근방에서의 응력분포를 나타낼 수 있다. 응력확대계수 K 는 식 (2.3) 1항의 계수 A_1 에 $\sqrt{2\pi}$ 를 곱하면 된다. 응력확대계수 K 값은 경계조건, 균열재의 형상치수에 의존하여 정해지는 계수이다. 이것은 $1/\sqrt{r}$ 로 나타내는 특이성의 크기를 나타낸다.

임의의 균열재의 형상치수, 경계조건이 다르더라도 만약 K 값이 같다면 균열선단의 근방에서는 응력상태는 등가상태이다. 응력확대계수 K 는 균열 선단 근방의 응력상태를 결정할 수 있는 파라미터로 사용가능하다.

그림 2.2에 보이는 것과 같이 3 가지 변형방식에 대해 균열선단에서 미소한 한 점이 힘을 받을 때의 응력과 변위에 대한 식을 3 가지 모드로 유도하였다.

모드 I :

$$\begin{cases} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{12} \end{cases} = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \begin{cases} 1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \\ 1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \\ \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \end{cases} \quad (2.4)$$

$$\begin{cases} u_1 \\ u_2 \end{cases} = \frac{K_I}{2G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \begin{cases} \cos \frac{\theta}{2} \left(\kappa - 1 + 2\sin^2 \frac{\theta}{2} \right) \\ \sin \frac{\theta}{2} \left(\kappa + 1 - 2\cos^2 \frac{\theta}{2} \right) \end{cases} \quad (2.5)$$

모드 II:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{12} \end{Bmatrix} = \frac{K_{II}}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \begin{Bmatrix} -\sin \frac{\theta}{2} \left(2 + \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \right) \\ \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \\ \cos \frac{3\theta}{2} \left(1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \end{Bmatrix} \quad (2.6)$$

$$\begin{Bmatrix} u_1 \\ u_2 \end{Bmatrix} = \frac{K_{II}}{2G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \begin{Bmatrix} \sin \frac{\theta}{2} \left(\kappa + 1 + 2\cos^2 \frac{\theta}{2} \right) \\ -\cos \frac{\theta}{2} \left(\kappa - 1 - 2\sin^2 \frac{\theta}{2} \right) \end{Bmatrix} \quad (2.7)$$

모드 III:

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{13} \\ \sigma_{23} \end{Bmatrix} = \frac{K_{III}}{\sqrt{2\pi r}} \begin{Bmatrix} -\sin \frac{\theta}{2} \\ \cos \frac{\theta}{2} \end{Bmatrix} \quad (2.8)$$

$$u_3 = \frac{2K_{III}}{G} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \sin \frac{\theta}{2} \quad (2.9)$$

단, κ 는 응력상태에 따라 달라지며 ν 를 포아송비이다.

$$\kappa = \begin{cases} 3 - 4\nu & : \text{평면변형} \\ (3 - \nu)/(1 + \nu) & : \text{평면응력} \end{cases} \quad (2.10)$$

여기에서 G : 전단탄성계수
 K_I, K_{II}, K_{III} 는 각각 모드에서의 응력확대계수이다.

나. 에너지 해방률

에너지 해방률은 g 로 나타내며 Griffith는 다음과 같은 이론을 제시했다. “균열이 전파하기 위해서는 균열진전에 따라 해방되는 에너지가 새로운 균열면 생성에 필요로 하는 에너지 보다 크거나 같아야 한다.” 이 이론은 취성파괴 이론에서 시작되었다 (Griffith 1920). 그 후 응력확대계수와와의 관계도 분명해지며, 파괴의 물리적 배경을 주는 파라미터로 응력확대계수와 함께 파괴역학의 기본 개념으로 되었다.

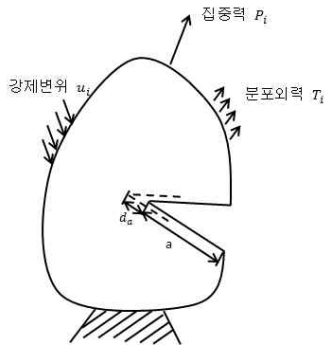


그림 2.3 탄성체중에서의 균열진전

에너지 해방률이란 단위면적당 새로운 균열면을 형성하는데 필요한 에너지이다. 그림 2.3과 같이 분포외력과 강제변위를 받는 판에 탄성체중이 있어 균열이 진행하며, 균열면적이 B 에서 $dA(=Bda)$ 로 늘어났을 때의 에너지 해방률 g 는

$$g = \frac{dL}{dA} - \left(\frac{dU}{dA} + \frac{dT}{dA} \right) \quad (2.11)$$

여기에서 dL : dA 가 되는 균열면적의 증대에 있어서 외력이 하는 작용
 dU : 비틀림 에너지
 dU : 운동에너지의 증분

정적인 균열진전 경우에는 $dT=0$ 이므로 에너지 해방률은

$$g = \frac{dL}{dA} - \frac{dU}{dA} \quad (2.12)$$

에 의해 정의 된다.

다. 소성역

균열에 예리한 결함이 있는 강재가 외력을 받고 있다면 일반적으로 균열선단 근처에 소성역이 같이 발생하는 것으로 밝혀져 있다. 이 소성역의 크기는 COD, 파괴역학 파라미터 등의 적용범위를 정하는데 주요한 역할을 한다. 선형파괴역학에 기초를 두고 있는 응력확대계수K는 소규모 항복(Small Scale Yielding) 범위에 대해 성립하고, J와 COD는 반대로 전면항복(General Yielding) 또는 대규모 항복(Large Scale Yielding) 범위에서 성립한다.

r_p^* 에 의해 소성역의 크기가 주어진다고 가정할 때, σ_y 의 탄성응력분포 식은

$$\sigma_y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \right) \quad (2.13)$$

여기서 $\theta = 0$, $r = r_p^*$, $\sigma_y = \sigma_Y$ 를 대입

$$\sigma_Y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi r_p^*}}, \quad r_p^* = \frac{1}{2\pi} \left(\frac{K_I}{\sigma_Y} \right)^2 = \frac{\sigma^2 a}{2\sigma_Y^2} \quad (2.14)$$

이 근사식은 그림 2.4의 사선부 하중을 무시하므로 실제 소성역 치수에 비해 r_p^* 값은 작게 나타난다. 따라서 위 식을 보정해야 할 필요가 있다.

Irwin은 균열선단의 소성변형에 의해 응력분포가 변화한다고 말했다. 응력분포는 실제 균열과 비교했을 때 긴 탄성균열에 의해 나타날 것이라 생각했다. 만약 실제 균열 길이가 a 이고 전반에 소성역이 r_p 의 크기로 존재하는 경우, 소성역의 둘레는 탄성응력 분포 a 대신 $a^* = a + \delta a$ ($\delta a \ll a$)로 바꾼 분포와 같다. 하중평형을 생각했을 때 면적A와 면적B는 같아야 하므로 식 (2.14)를 통해

$$\sigma_Y = \frac{K_I}{\sqrt{2\pi\lambda}} = \sigma \sqrt{\frac{a + \delta a}{2\lambda}}, \quad \lambda = \frac{\sigma^2(a + \delta a)}{2\sigma_Y^2} \approx \frac{\sigma^2 a}{2\sigma_Y^2} = r_p^* \quad (2.15)$$

A=B

$$\sigma_Y \delta a = \int_0^\lambda a \sqrt{\frac{a + \delta a}{2r}} dr - \sigma_Y \lambda \quad (2.16)$$

여기서 $\delta a \ll a$

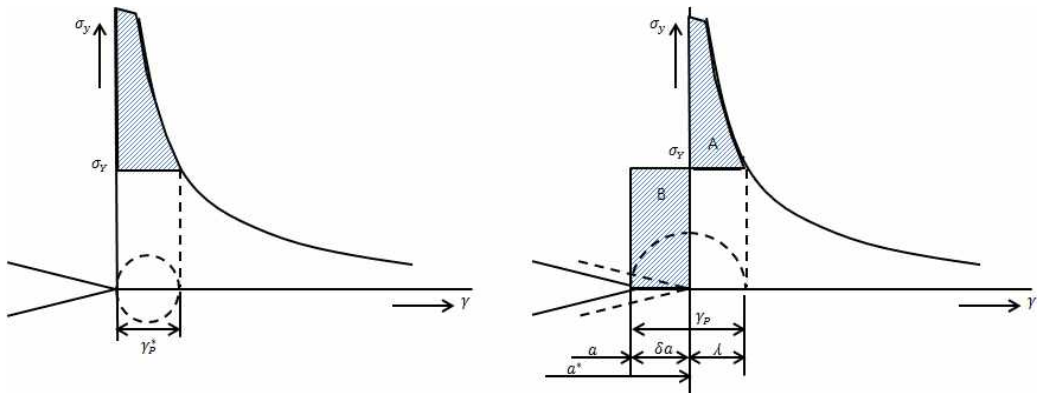
식 (2.15)를 이용해 식 (2.16)을 변형하면

$$\delta a = \lambda = r_P^*, \quad r_P = \delta a + \lambda = 2r_P^* \quad (2.17)$$

위 식에서 $\delta a = r_P^*$ 로 되어 있는 점에서 유효균열길이 a^* 는 $a = r_P^*$ 로 나타낸다. 이 균열에 대응하는 응력확대계수 K 는

$$K = \sigma \sqrt{\pi a^*} = \sigma \sqrt{\pi(a + r_P^*)} = \sigma \sqrt{\pi a \left(1 + \frac{\sigma^2}{2\sigma_Y^2}\right)} \quad (2.18)$$

r_P^* 는 Irwin의 소성보정이라고 한다.



(A) 균열선단 부 탄성응력분포 (B) 하중평형에 의한 소성역의 추정분포

그림 2.4 균열선단 탄성응력분포, 하중평형에 의한 소성역의 추정분포

2.1.2 비선형 파괴역학

비선형 파괴역학(Non-Linear Fracture Mechanic: NLFM)은 응력확대계수 K 와 에너지 해방률 g 를 대신해 균열개구변위(crack opening displacement: COD), J -적분(J -Integral)등이 균열 선단 근방에서 역학적인 상태를 보여주는 인자로 사용한다. 균열 선단 부근 소성영역이 균열길이에 비해 큰 항복상태와 전면항복상태를 목적으로 한다.

가. J -적분(J -Integral)

비선형 거동을 하는 재료의 균열선단 근방에 있어 변형 집중 성질을 조사할 목적에서 Rice에 의해 J -적분의 기본 개념이 시작 되었다. 그 후 J -적분법은 소규모 항복범위에서 제한된 에너지 해방률 g 를 비선형 범위까지 확장한 파라미터이며, 이때 고 인성 재료의 인성을 평가하는 기본적인 파라미터로 나타낸다. 균열이 증가할 때 포텐셜 에너지를 기초로 둔 J -적분법은 경로와 무관한 2차원 적분으로 정의한다. 물체력이 없는 경우 선형 혹은 비선형 거동을 하는 균질 물체가 2차원 변형장에 있는 경우를 나타낸다. 2차원 변형장은 모든 응력성분 σ_{ij} 가 두 개의 직각좌표 $x = x_1$ 및 $y = x_2$ 만에 의존하는 변형장을 나타내며, 이 변형장은 평면변형, 일반적인 평면응력, 면외전단 등이 포함 되어 있다. J -적분의 식은 그림 2.5와 같이 x 축에 평행한 자유표면, 원호 Γ_t 로 표현되는 노치를 가지고, 직선균열은 원호 Γ_t 의 곡률반경이 0인 경우의 다음과 같이 정의 된다.

$$J = \int_{\Gamma} (Wdy - T \frac{\partial u}{\partial x} ds) \quad (2.19)$$

Γ 는 노치 하단 면에서 출발하고 선단을 둘러싼 상단 면에 이르는 임의의 적분경로이다. T 는 경로 Γ 에 따라 외향법선벡터 $n = \{n_j\}$ 를 써서 $T_i = \sigma_{ij}n_j (\equiv \sigma_{i1}n_1 + \sigma_{i2}n_2)$ 에 의해 정의되는 표면력벡터이다. 한편 W 는 변형에너지밀도(Strain Energy Density) 이고, $u = \{u_i\}$ 는 Γ 상의 변위벡터, ds 는 Γ 에 따른 미소선소이다.

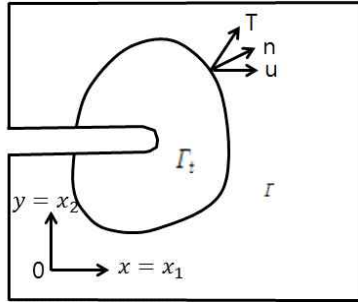


그림 2.5 노치와 균열선단을 둘러싸는 임의의 경로

나. 간편식에 의한 J-적분법

(a) Rice의 간편식

Rice 등은 J -적분 평가식을 다음과 같이 제안했다. 리가멘트길이(Ligament Length= b)만을 의존하며 부재의 하중-하중점 변위곡선이 주를 이루는 균열이 깊은 경우에 굽힘변형이 주도적인 시험편에 대하여

$$J = \frac{2}{b} \int_0^{\Delta} \left(\frac{P}{B} \right) d\Delta \quad (2.20)$$

으로 나타낼 수 있다. 따라서 그림 2.6(A)는 실험에 의해 구해진 시험편의 하중-하중점 변위선도이고, 곡선의 아래 면의 면적을 구하여 $2/b$ 를 곱하면 J 값을 구할 수 있다. 식 (2.20)은 실험적으로 J -적분을 평가 할 때 두 가지의 장점이 있다.

- (1) 실험을 통해 얻은 $P-\Delta$ 곡선을 그대로 사용할 수 있다.
- (2) Begley와 Landes의 방법과 다르게 단 하나의 $P-\Delta$ 곡선으로 J -적분을 평가할 수 있다. 이 $P-\Delta$ 곡선은 J_{IC} 를 구하는 실험에서 얻은 것을 그대로 사용하면 된다.

식 (2.20)는 3점 굽힘 시험편의 J -적분 평가에 응용되며 균열이 얇은 경우, 깊은 경우, 변형이 작은 경우 등에 대해서는 성립하지 않는다. J_{IC} 표준 실험법에서 적용할 수 있는 균열깊이의 범위는 정해져 있다.

(b) Merkle과 Corten의 간편식

식 (2.20)을 이용하면 소형인장(CT) 시험편에서 J -적분을 평가하면 실제 실험보다 값이 작게 평가된다. Merkle과 Corten은 CT 시험편에 특별하게 갖는 축력의 영향을 무시하고 있기 때문에 이 점에 중점을 맞춰 축력의 영향을 아래와 같은 J -적분 평가식을 제안하였다.

$$\left\{ \begin{array}{l} J = \frac{1}{b}(\eta_r \phi_r + \eta_c \phi_c) \\ \phi_r = \int_0^\Delta \left(\frac{P}{B}\right) d\Delta, \quad \phi_c = \int_0^{\frac{P}{B}} d\Delta \left(\frac{P}{B}\right) \\ \eta_r = \frac{2(1+\alpha)}{1+\alpha^2}, \quad \eta_c = \frac{2\alpha(1-2\alpha-\alpha^2)}{(1+\alpha^2)^2} \\ \alpha = \left\{ \left(\frac{a}{c}\right) \right\} \end{array} \right. \quad (2.21)$$

여기서 ϕ_r : 변형에너지
 ϕ_c : 공액에너지

위 식은 Rice의 간편식과 같이 한 개의 $P/B-\Delta$ 곡선을 사용하여 J -적분이 평가할 수 있다는 장점이 있다. 하지만, 이 방법에는 Δ 로서는 하중점 변위 대신 클립게이지로 측정된 하중선 변위를 사용해야 한다.

최근 J_{IC} 실험법에서의 추천하는 방안은 식 (2.21)의 1식 2항은 1항에 비해 값이 작아 무시한다. 이때의 J -적분 평가식은

$$J = \frac{1}{b} \eta_r \phi_r = \frac{2A}{Bb} \frac{1+\alpha}{1+\alpha^2} \quad (A = B\phi_r) \quad (2.22)$$

이 된다.

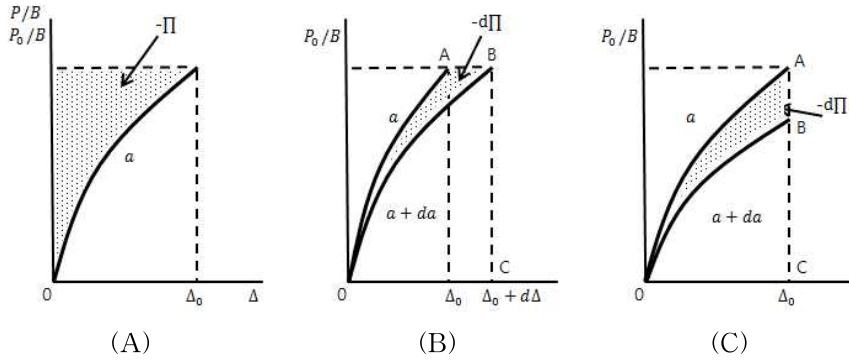


그림 2.6 하중-하중점 변위선도와 포텐셜 에너지 관계

다. 균열개구변위(Crack opening Displacement: COD)

균열선단에 생기는 소성영역이 소규모 항복조건을 만족할 때 응력확대계수 K 를 중심으로 선형파괴역학이 성립된다. 하지만 소규모 항복조건이 충족하지 않을 때 소성영역이 넓은 범위에 미치는 경우 선형파괴역학은 성립되지 않는다. 이와 같이 선형파괴역학에서 성립되지 않는 경우를 다루야 한다고 제안된 파라미터가 균열개구변위(Crack Opening Displacement: COD)이다. 실존하는 재료에서는 균열선단에 소성변형에 의해 슬립이 생긴다. 하지만 소성의 변형이 계속적으로 진행된다면 슬립에 대한 저항은 증가하고 균열선단 소성둔화(Crack Tip Plastic Blunting)가 나타난다. 비선형파괴역학의 지표 중 하나인 균열개구변위(Crack Opening Displacement: COD) 소성둔화(Plastic Blunting)에 의한 균열선단의 개구하는 양으로 정의된다. 그림 2.7을 보면 임의 위치에서 δ 는 균열개구변위를 나타내고, ϕ 는 균열선단개구변위(Crack Tip Opening Displacement: CTOD)로 구별한다.

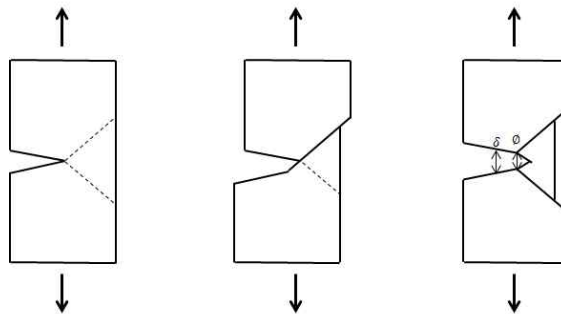


그림 2.7 균열선단에서의 소성둔화

균열개구변위와 J -적분의 관계식은

$$\phi = \frac{J}{\lambda \sigma_Y} \quad (2.23)$$

여기서 λ : 무 차원 계수
 σ_Y : 항복응력

소규모 항복조건이 만족되었을 때에는

$$J = \frac{1-\nu^2}{E} K_I^2 \quad \left(\begin{array}{l} \text{평면응력 } \nu = 0 \\ \text{평면변형 } \nu = \text{포아송비} \end{array} \right) \quad (2.24)$$

균열개구변위는 균열선단소성둔화의 정도에 따라 균열선단부의 변형상태를 대표하는 파라미터이며

$$\phi \geq \phi_c \quad (2.25)$$

여기서 ϕ_c : 고유한계치

가 만족될 때 파괴가 일어난다. 이 기준은 특히 소규모 항복을 생각하는 경우 식 (2.24) 와 같이 균열개구변위와 응력확대계수 K 의 사이에 1:1 대응이 되므로 $K \geq K_C$ 로 주어지는 조건과 같은 것이 된다. 이 기준은 균열개구변위가 만약 소규모 항복의 범위를 넘어도 그 자체의 의미는 잃지 않고 유지하며, 식 (2.25)로 주어지는 균열개구 변위 기준은 소규모 항복범위를 넘은 영역에서도 유효하다는 것에 기대를 가진다. 이 부분은 공학적인 부분에서 신뢰성이 높은 데이터 축적이 되고 있다.

균열개구변위와 J -적분 사이에는 식 (2.23)으로 주어지는 관계가 있고 균열개구변위 기준과 J -적분 기준의 본질적인 의미에서 차이는 없다고 생각한다.

2.1.3 동적 파괴역학

동적 파괴역학(Dynamic Fracture Mechanics)은 물체의 관성력을 고려한 파괴역학 학문이며, 정적 파괴역학의 범위를 벗어난 학문이다. 즉, 충격하중(External Impact Loading, Thermal Impact Loading 등의 예상하지 못하는 하중)에 의해 균열이 생겼을 때 또는 파괴가 생겨 균열이 빠르게 진전되기 시작해도 균열을 도중에 정지시켜 대규모의 파괴사고가 되는 것을 막기 위해서는 물체의 관성력을 고려하는 동적파괴역학이 필요하다. 이유는 물체의 관성력 때문에 균열전단의 응력 변위장이 정적인 경우와 다르기 때문이다.

가. 균열전단의 동적 탄성응력변위장과 동적 응력확대계수

(a) 정지된 균열이 충격하중을 받는 경우

하중이 0부터 최대까지의 시간이 부재의 기본고유주기와 같은 경우일 때와 그 시간보다 짧은 경우일 때 관성력의 영향을 무시할 수 없다. 이렇게 급격하게 변하는 하중을 받는 개구형(모드 I)의 정지 균열전단의 동적 탄성응력변위장은 다음과 같이 나타낸다.

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{12} \end{Bmatrix} = \frac{K_I(t)}{\sqrt{2\pi r}} \cos \frac{\theta}{2} \begin{Bmatrix} 1 - \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \\ 1 + \sin \frac{\theta}{2} \sin \frac{3\theta}{2} \\ \sin \frac{\theta}{2} \cos \frac{3\theta}{2} \end{Bmatrix} \quad (2.26)$$

$$\begin{Bmatrix} u_1 \\ u_2 \end{Bmatrix} = \frac{K_I(t)}{u} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} \begin{Bmatrix} \cos \frac{\theta}{2} \left(1 - 2\nu_1 + \sin^2 \frac{\theta}{2} \right) \\ \sin \frac{\theta}{2} \left(2 - 2\nu_1 - \cos^2 \frac{\theta}{2} \right) \end{Bmatrix} \quad (2.27)$$

여기서 μ : 광탄성계수
 ν_1 : Poisson비 ν 로 관계를 짓는 상수

그림 2.8은 균열전단에 원점 0을 가진 직각좌표계를 이용하고 있으며 $(\sigma_{11}, \sigma_{22}, \sigma_{12})$ 와 (u_1, u_2) 는 각각 이 좌표계에 대한 변위 성분 및 응력 나타내고 있다. r 은 균열전단에서 요소까지 거리이고, θ 는 x_1 축을 기준으로 본 각도이다.

$$\nu_1 = \begin{cases} \nu & : \text{평면변형} \\ \nu/(1+\nu) & : \text{평면응력} \end{cases} \quad (2.28)$$

식 (2.26) 및 식 (2.27)에서 보여 지는 동적탄성응력변위장의 r 과 θ 의 의존성은 정적인 경우와 동일하다는 것을 알 수 있다. 관성력의 영향은 $K_I(t)$ 를 이용해 나타난다. K_I 는 동적응력확대계수(Dynamic Stress Intensity Factor)이고, $K_I(t)$ 가 정의되면 개구형(모드 I) 정지균열선단의 동적응력변위장은 정해진다.

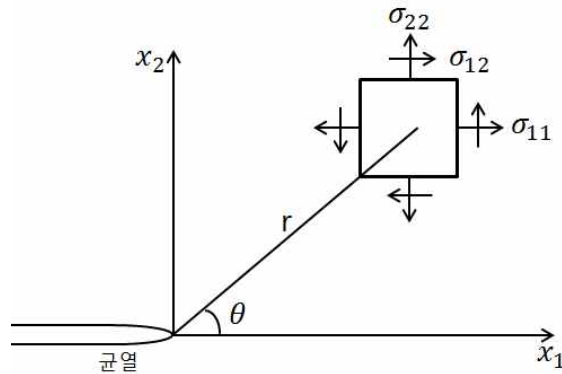


그림 2.8 직각좌표계 및 극 좌표계

(b) 균열이 급속하게 진전하는 경우

균열이 급속하게 진전하면 균열선단에 작용하고 있던 응력이 급속히 개방된다. 이유는 관성력 때문에 정적일 때와 다르게 응력변위장이 형성되기 때문이다. 관성력의 영향은 균열진전속도 ν 가 응력전파속도의 수분의 1정도 또는 그것보다 빠른 경우 무시할 수 없이 값이 크게 된다. 이런 경우 고속의 개구형(모드 I) 균열선단의 동적탄성응력변위장은 다음 식으로 나타난다.

$$\begin{Bmatrix} \sigma_{11} \\ \sigma_{22} \\ \sigma_{12} \end{Bmatrix} = \frac{K_I(t, \nu)}{\sqrt{2\pi r}} F(\nu) \begin{Bmatrix} (1 + 2\alpha_1^2 - \alpha_2^2)f_1(\theta)\cos\frac{\theta_1}{2} - \frac{4\alpha_1\alpha_2}{1 + \alpha_2^2}f_2(\theta)\cos\frac{\theta_2}{2} \\ -1(1 + \alpha_2^2)f_1(\theta)\cos\frac{\theta_1}{2} + \frac{4\alpha_1\alpha_2}{1 + \alpha_2^2}f_2(\theta)\cos\frac{\theta_2}{2} \\ 2\alpha_1 \left\{ f_1(\theta)\sin\frac{\theta_1}{2} - f_2(\theta)\sin\frac{\theta_2}{2} \right\} \end{Bmatrix} \quad (2.29)$$

$$\begin{Bmatrix} u_1 \\ u_2 \end{Bmatrix} = \frac{K_I(t, \nu)}{u} \sqrt{\frac{r}{2\pi}} 2F(\nu) \begin{Bmatrix} \frac{1}{f_1(\theta)}\cos\frac{\theta_1}{2} - \frac{2\alpha_1\alpha_2}{f_2(\theta)(1 + \alpha_2^2)}\cos\frac{\theta_2}{2} \\ -\frac{\alpha}{f_1(\theta)}\sin\frac{\theta_1}{2} + \frac{2\alpha_1}{f_2(\theta)(1 + \alpha_2^2)}\sin\frac{\theta_2}{2} \end{Bmatrix} \quad (2.30)$$

여기서

$$\begin{aligned}
 F(\nu) &= \frac{1 + \alpha_2^2}{4\alpha_1\alpha_2 - (1 + \alpha_2^2)^2}, \\
 \alpha_1 &= \sqrt{1 - \left(\frac{\nu}{c_1}\right)^2}, \quad \alpha_2 = \sqrt{1 - \left(\frac{\nu}{c_2}\right)^2} \\
 f_1(\theta) &= \left\{ 1 - \left(\frac{\nu}{c_1}\right)^2 \sin^2\theta \right\}^{-\frac{1}{4}}, \\
 f_2(\theta) &= \left\{ 1 - \left(\frac{\nu}{c_2}\right)^2 \sin^2\theta \right\}^{-\frac{1}{4}} \\
 \tan\theta_1 &= \alpha_1 \tan\theta, \quad \tan\theta_2 = \alpha_2 \tan\theta \\
 c_1 &= \sqrt{\frac{2\mu(1 - \nu_1)}{\rho(1 - 2\nu_1)}}, \quad c_2 = \sqrt{\frac{\mu}{\rho}} \\
 (\rho: \text{밀도})
 \end{aligned}$$

위의 두 식은 외하중이 정적, 동적일 때 모두 성립 한다. 식 (2.29)에서는 급속하게 진전하는 균열에서도 응력은 $1/\sqrt{r}$ 의 특이성을 가진다. 특이성의 강도를 나타내는 계수 $K_I(t, \nu)$ 이나 응력변위장의 분포형이 균열진전속도 ν 에 의존하고 있다. $K_I(t, \nu)$ 는 $K_I(t, \nu)$ 와 같이 동적응력확대계수라 부른다. 극한상태에서는 $K_I(t, \nu) = K_I(t)$ 이다.

식 (2.29) 및 식 (2.30)는 각각 식 (2.26) 및 식 (2.27)과 동일하다.

식 (2.29)로 표현되는 응력 분포를 수치계산하면

$\nu < 0.6c_2$ 일 때 $\theta = 0$ 에서, 일정한 위치에 σ_θ 가 최대가 된다.

$\nu > 0.6c_2$ 일 때 $\theta \neq 0$ 에서, σ_θ 가 최대가 된다.

동적응력확대계수 $K_I(t, \nu)$ 는 ν 만을 의존하는 항 $k(\nu)$ 와 순간적으로 균열을 정지 했을 때의 동적응력확대계수 $K_I^*(t)$ 의 곱으로 하며

$$K_I(t, \nu) = k(\nu)K_I^*(t) \quad (2.31)$$

$k_I(\nu)$ 는 그림 2.9에 나타나는 것과 같이 모든 균열에 공통함수이다. $K_I^*(t)$ 는 하중의 균열의 진전이력, 시간적 변화, 물체의 형상에 의존한다.

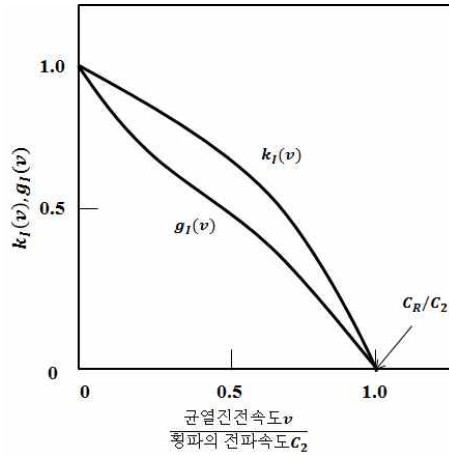


그림 2.9 $K_I(\nu)$ 및 $g_I(\nu)$

나. 동적 에너지 해방률

탄성체 내부에서 균열이 진전하는 경우 그림 2.10과 같이 에너지는 균열진전에 따라 변화한다. 만약 균열면의 형성을 위해 소비되는 에너지를 고려해 놓지 않으면 단위면 적당 에너지는 남게 되고, 이 에너지를 동적 에너지 해방률(Dynamic Energy Release Rate) $g(t, \nu)$ 라 부른다. 식으로

$$g(t, \nu) = \frac{1}{B} \frac{d}{da} \{ \bar{L} - (\bar{W} + \bar{K}) \} \quad (2.32)$$

여기서 \bar{L} : 외력이 하는 일
 \bar{W} : 물체가 가지는 변형에너지
 \bar{K} : 운동에너지
 B : 판 두께
 a : 균열길이

$\nu \rightarrow 0$ 의 극한에서는 정지균열의 동적 에너지 해방률 $g(t, \nu)$ 를 얻을 수 있다. 또한 외력이 정적상태이면 정적 에너지 해방률 g 와 같다고 생각한다.

균열의 연장면을 서로 끌어당기고 있는 힘을 균열진전이라고 할 수 있다. 따라서 이 힘이 하는 일을 \overline{L}_0 라 하면, 그 과정의 에너지 평형조건은

$$\frac{d}{da} \{ \overline{L} + \overline{L}_0 - (\overline{W} + \overline{K}) \} = 0 \quad (2.33)$$

$$g(t, \nu) = -\frac{1}{B} \frac{d}{da} \overline{L}_0 \quad (2.34)$$

위 식의 우변은

$$-\frac{1}{B} \frac{d}{da} \overline{L}_0 = \lim_{\varepsilon \rightarrow 0} \lim_{\delta \rightarrow 0} \int_{\Gamma_{end}} \left(T_1 \frac{du_1}{da} + T_2 \frac{du_2}{da} + T_3 \frac{du_3}{da} \right) d\Gamma \quad (2.35)$$

에 의해 나타낼 수 있다. Γ_{end} 는 장방향경로, T_i 는 장력, u_i 는 변위이다.

그림 2.11은 $0-X_1X_2$ 는 고정 직각좌표계, $0-x_1x_2$ 는 균열선단에 원점을 가진 이동 직각좌표계를 보여준다. 개구형(모드 I) 균열에 대하여

$$g(t, \nu) = \frac{1 - \nu_1}{2\mu} A_I(\nu) K_I^2(t, \nu) \quad (2.36)$$

$$A_I(\nu) = \frac{\alpha_1 \nu^2}{(1 - \nu_1) c_2^2 \{ 4\alpha_1 \alpha_2 - (1 + \alpha_2)^2 \}} \quad (2.37)$$

식 (2.36)에서 동적 에너지 해방률 $g(t, \nu)$ 은 동적 응력확대계수 $K_I(t, \nu)$ 와 1:1의 관계라는 걸 확인 할 수 있다. $A(0) = 1$ 이므로 $g(t)$ 와 $K_I(t)$ 의 관계는 g 와 K_I 의 관계가 같다.

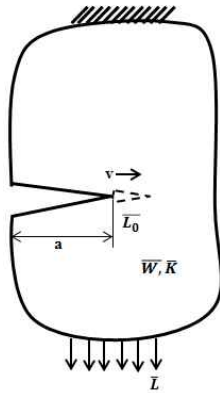


그림 2.10 균열진전 에너지 변화

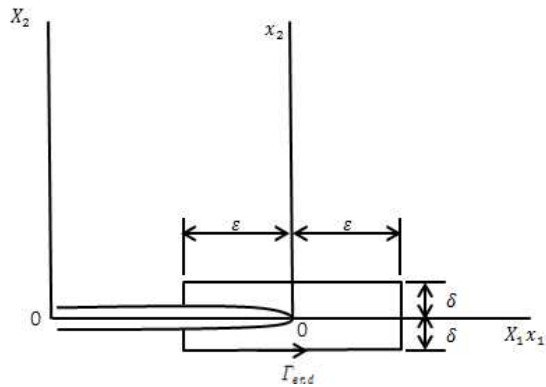


그림 2.11 균열선단 장방형경로 Γ_{end}

2.1.4 파괴역학 파라미터

현재 가장 많이 사용하고 있는 강 재료는 파괴인성이 온도의 영향을 많이 받고, 크게 변하여 그림 2.12와 같은 거동을 취하는 것으로 생각하는 것이 일반적인 이론이다.

PHASE I는 재료의 취성영역이다. 이때는 선형 파괴역학(LEFM)이 유효하게 된다. 이 영역의 파괴역학 파라미터는 균열선단의 응력확대계수에 의한 K 값이다. 이 값에 의해 평가되는 대표적인 재료인성으로 평면변형률 파괴인성(Plane Strain Fracture Toughness) K_{IC} 가 있다. 그밖에 K 값을 동적으로 확장한 고속재하 평면변형률 파괴인성(Rapid-Load Plane Strain Fracture Toughness) $K_{IC}(t)$ 및 전파하고 있는 취성균열을 정지시키는 재료특성을 나타내는 균열정지인성(Crack Arrest Toughness) K_{Ia} 등이 있다.

PHASE II는 천이온도영역이다, 재료의 거동은 탄소성이고, 이 영역에서는 비교적 작은 범위에서 상기의 K 이론도 유효하다. 하지만 대부분의 경우에서 비선형 파괴역학(NLFM)에 의한 J -적분 또는 균열개구변위 COD가 파괴역학 파라미터로서 사용된다.

PHASE III에서의 파괴의 형태는 대규모 항복상태 하에서 연성균열이 진전하는 연성 파괴상태이다. 연성이 큰 저 중강도 강재에서는 주로 이 파괴의 형태가 문제가 되고, 이 영역에서의 파괴역학 파라미터로는 기본적으로 J -적분이론에 의한 테어링모듈러스, T_{mat} 나 균열선단개구각(Crack Tip Opening Angle) 등이 제안되어 있다. 하지만 이 부분에 연구는 아직까지 많은 문제가 있다.

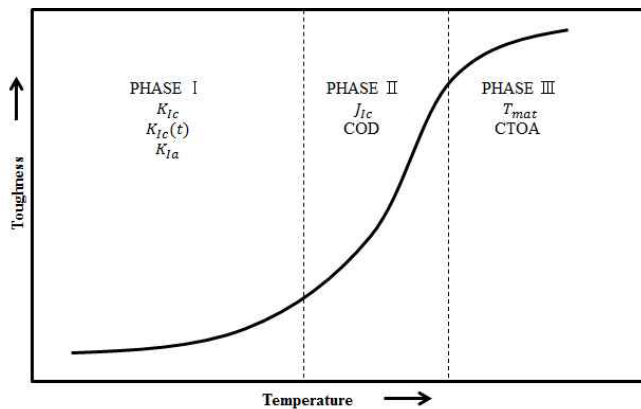


그림 2.12 재료인성 온도천이곡선과 파괴인성 적용범위

가. K_{IC} 의 개념

재료의 파괴인성 K_{IC} 는 판 두께, 변형속도, 온도 등의 영향을 받는다. 그 중 판 두께의 영향은 비교적 크다. 그림 2.13은 파괴인성에 미치는 판 두께의 영향을 세 가지 영역으로 나누어 보여주고, 그림 2.14와 그림 2.15는 각 영역의 하중~COD선도와 파면형태를 보여주고 있다.

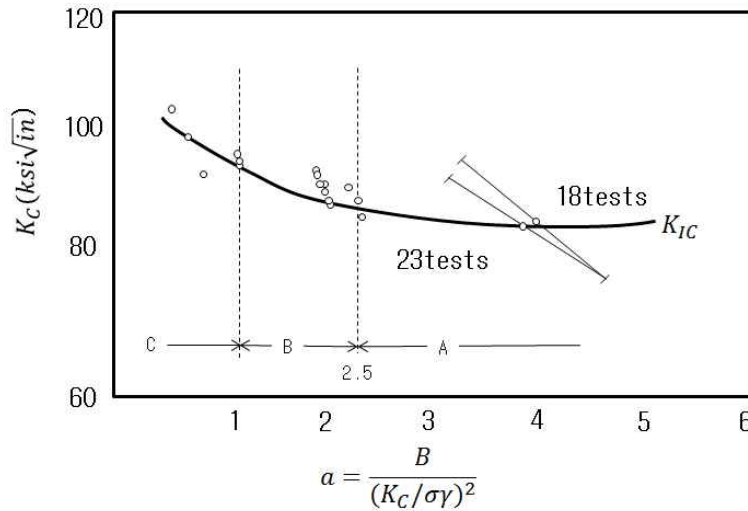


그림 2.13 파괴인성에 미치는 판 두께의 영향(Maraging Steel)

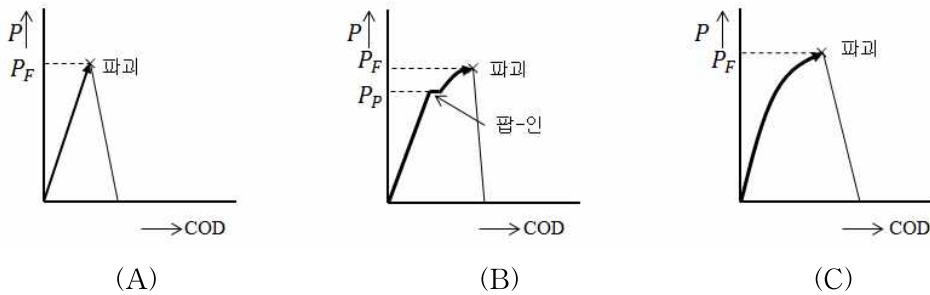


그림 2.14 각 영역의 하중~COD 선도

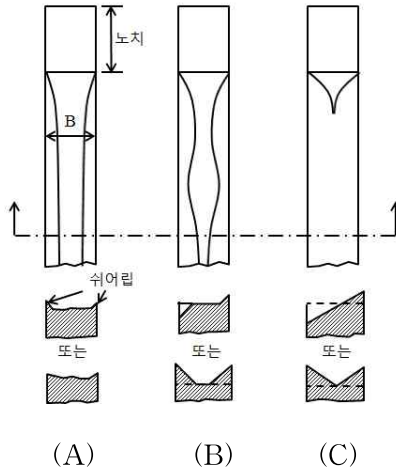


그림 2.15 각 영역의 파면 형태

영역 A는 시험편의 하중~COD선도가 파괴하중 P_F 까지 대부분 선형으로 이루어졌으며, P_F 에서 급격하게 불안정한 파괴가 생긴다. 파면도 전단형의 취어 립(Shear Lip)을 약간 수반하고 있다. 하지만 대부분은 벽개형의 외력에 수직인 파면이며 주로 평면변형 파괴가 나타난다. 이 영역을 파괴인성을 평면변형 파괴인성(Plain Strain Fracture Toughness)인 K_{IC} 라 한다.

영역 B에서는 전단형의 파면비율이 증가하게 되고, 파괴인성도 영역 A의 K_{IC} 보다 커지게 된다. 파괴하중 P_F 보다 낮은 P_p 하중에서는 하중~COD선도에 절곡점이 생기게 된다, 이유는 판 두께 중앙부에서 국부적인 파괴가 생기기 때문이다.

영역 C에서 파괴는 대부분 전단형태이며, 비선형성을 보여준 후 파괴하중 P_F 에 달한다. 이 영역에서는 파괴인성이 저하하는 것과 그렇지 않은 것이 있다. 그림 2.16은 균열길이 a 의 파괴인성 K_C 에 대한 영향을 나타낸 그림이며, 이 경우도 판 두께 때와 똑같이 $a(K_C/\sigma_Y)^2 > 2.5$ 로 파괴인성이 거의 일정하게 된다.

그 외에 온도 또한 인성에 영향을 주는 요인이다. 온도에 관해서는 아레니우스 식을 이용해 파괴인성 K_C 와 온도(절대온도) T 사이에서 표현가능하다.

$$K_C = Ae^{-B/T} \tag{2.38}$$

여기서 A, B : 상수
e : 자연로그의 밑

일반적으로 동일 재료에서 항복응력이 커질수록 평면변형 파괴인성 K_{IC} 는 저하하는 경향이 있다.

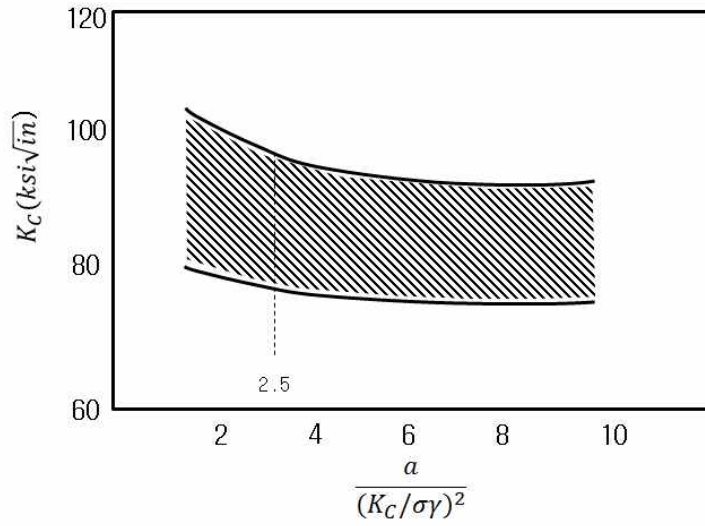


그림 2.16 파괴인성에 미치는 균열길이의 영향

2.2 취성파괴 실험

취성균열 전파정지 특성의 평가방법은 크게 두 가지로 나뉘어진다. 첫 번째 평가 방법은 대형실험법이고, 두 번째 실험방법이 소형실험법이다. 우선 대형실험법에는 ESSO Test, Robertson Test, Double Tension Test 등이 있고 소형실험법은 Charpy Impact Test, Drop Weight(Pellini) Test, Drop Weigh Tear Test, Compact Crack Arrest(CCA) Test 등이 있다. 소형실험법은 대형실험법을 모사하기 위해 고안되었다. 그 이유는 대형실험의 비용이 많이 비싸기 때문에 소형실험법으로 대체하여 소형실험에서 얻어진 결과를 통해 대형실험에서의 측정값을 유추하는데 활용되고 있다. 최근에는 취성균열전파정지 성능을 파악하기 위한 실험으로 온도구배 조건하에서 대형 ESSO 실험이 폭 넓게 수행되고 있다 (안규백 2010).

2.2.1 ESSO Test

ESSO Test는 시험편의 한쪽 면에 노치를 가공하고 대형 인장 시험기를 이용해 시험편을 인장한 상태에서 노치에 썸머로 충격을 주어 취성균열을 발생시킨다. 다음 강재의 균열 발생과 균열이 정지한 부분의 균열길이 및 온도를 측정하여 균열정지인성값을 조사한다. ESSO Test는 대형취성파괴실험의 일종이며, 미국 ESSO사에서 개발했다. 보통 ESSO 실험에서 취성균열의 발생부분과 전파정지부분을 하나의 재료로 만들어 사용한다. 하지만 혼성 ESSO 실험(Duplex ESSO Test)은 취성균열의 발생부분을 실험재보다 취성재로 만든 시험편을 사용한다. 그림 2.17은 ESSO Test 시험편 형상 및 실험방법을 보여주고 있다.

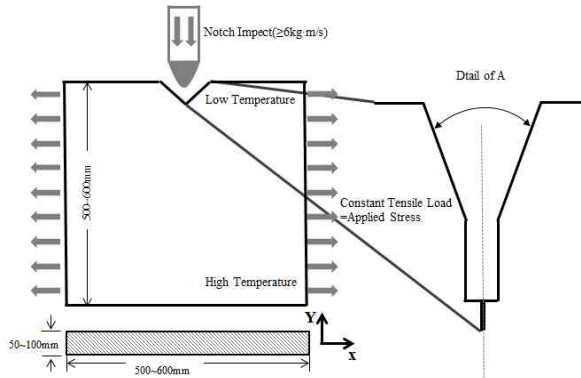


그림 2.17 ESSO Test 실험방법 및 시험편의 형상

2.2.2 Double Tension Test

2중 인장 실험(Double Tension Test)은 취성파괴로 인해 발생하는 균열이 다시 전파하는지 아니면 정지하는지에 대해 판단하는 노치 취성실험 중 하나이다. 보조 하중은 취성파괴를 발생시킨 후 시험편에 주 하중을 주어 응력 부위 내부에 전파되는지 판단한다. 이때 취성 파괴의 발생을 용이하게 하기 위해 보조하중 부위를 냉각시킨다. 그 후 주 하중부분은 일정한 온도를 유지시킨다. 또한 보조 하중부분은 주 하중부로부터 응력은 거의 절연되어 있다. 장점으로 파괴가 정적으로 발생하기 때문에 전파현상이 혼란되지 않는다. 그림 2.18은 Double Tension Test의 보조하중과 주하중의 상태 시험편의 모양을 보여주고 있다.

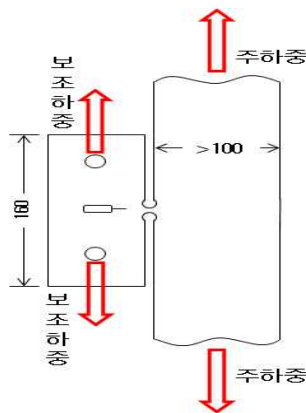


그림 2.18 Double Tension Test 과정 및 하중상태

2.2.3 Robertson Test

Robertson Test는 급격한 온도구배를 부여한 후 시험편 노치가 있는 저온부분에 충격을 가해 취성균열을 발생시키고 강재의 균열저지 능력을 판단하는 실험이다. 실험방법은 그림 2.19와 같이 시험편의 노치부분을 냉각한다. 그 후 그 반대쪽은 가열하고 직선형태의 온도 기울기를 생성시킨다. 다음 임의의 하중을 부가한 상태에서 노치부분에 충격을 주어 취성균열을 발생시킨다. 결과를 활용해 균열전파가 정지되는 부분을 찾아낸다. 대형균열전파실험의 2중 인장 실험 등과 같이 균열저지 온도를 알아내고 한계응력을 알 수 있는 실험이다.

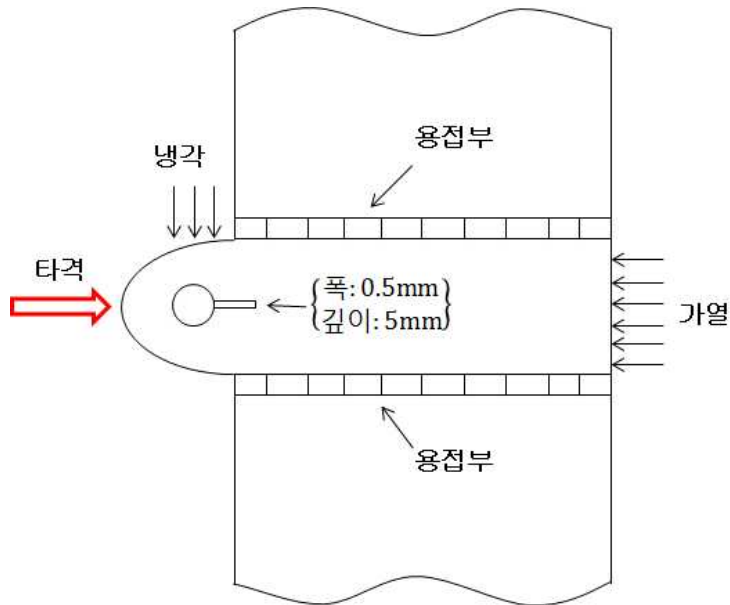


그림 2.19 Robertson Test 실험방법

2.2.4 Drop Weight Tear Test

미국의 Battelle기념연구소는 파이프에서 자주 발생하는 불안정 연성파괴저항성을 조사하기 위해 Drop Weight Tear Test를 개발했다. 높이 75mm, 길이 300mm 인 강판에 긴 변의 중앙 전폭에 5mm의 V형 프레스 노치를 가공하여 시험편을 제작한다. 이 시험편을 여러 온도로 냉각시키고 노치가 있는 면을 아래쪽으로 하여 양단을 고정한다. 다음 노치 뒷면에 무거운 추를 낙하시켜 노치 하단부터 취성균열을 발생시킨다. 위 실험은 연성파면 천이온도를 구하는 실험이다. 이 실험법에서 관찰되는 연성파면율과 실제 파이프에서 얻을 수 있는 균열전파속도와 상관성이 매우 좋은 것으로 알려져 있어 폭 넓게 사용되고 있다. 그림 2.20은 시험편 치수 및 형상이고 그림 2.21은 실험방법을 보여주고 있다.

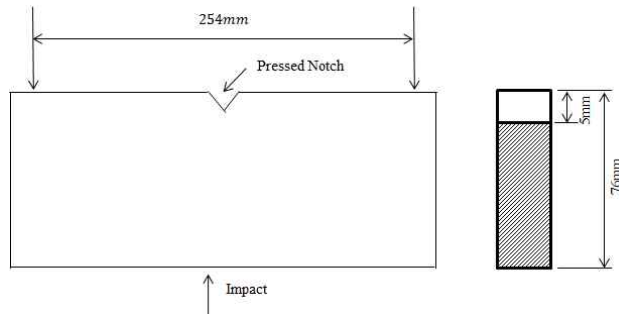


그림 2.20 시험편 치수 및 형상

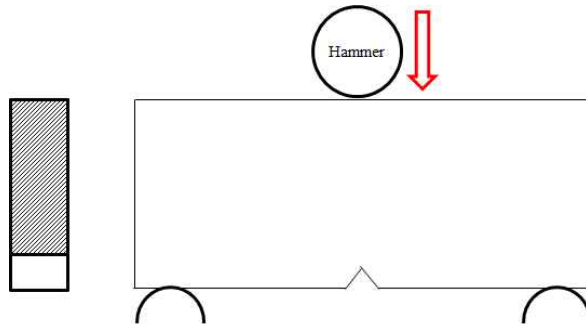
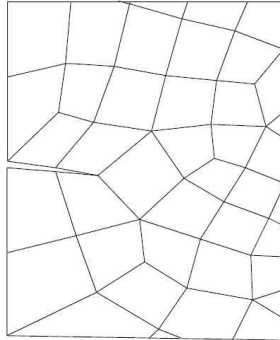


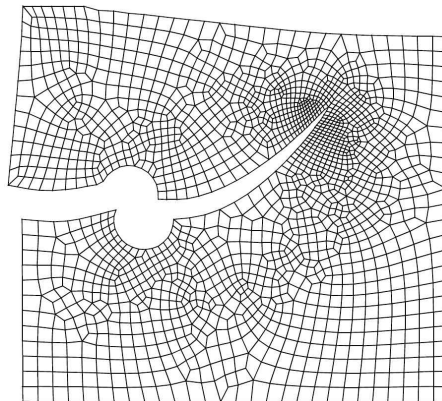
그림 2.21 Drop Weight Tear Test

2.3 균열진전해석 영향 인자

균열진전해석을 진행하기 위해서는 균열의 진행방향, 균열의 성장 criterion, 균열성장 거리의 규정이 필요하다. 또한 균열진행에 따른 균열선단을 모델의 Remeshing기능을 사용해 균열부의 Element를 정밀하게 나눠 균열진전해석의 정확도를 높일 수 있다.



(A) Poor mesh which is avoided during crack growth



(B) Refined mesh at current crack tip

그림 2.22 Meshes after Remeshing

2.3.1 Virtual Crack Closure Technique(VCCT)

VCCT 방법은 Energy Release Rate를 이용하는 방법 중 하나이다. 또한 에너지 방출 속도를 얻기 위해 보다 간단한 방법을 제공한다. VCCT 기반 균열 성장 시뮬레이션은 다음과 같은 가정이 포함된다. 균열 성장은 미리 정의된 균열 경로를 따라 발생하고, 경로는 인터페이스 요소를 통해 정의된다. 또한 분석은 준정적이며 일시적인 효과를 설명하지 않는다. 재질은 선형 탄성이며 동방성, 직교 또는 이방성일 수 있다.

그림 2.23의 모델 A는 균열을 함께 유지하는 힘이 있고, 균열 개구부는 모델 B로부터 얻어진다. 이러한 값을 얻기 위해서는 두 가지 분석을 수행하여야 하며 이 방법을 흔히 Crack Closure Technique(CCT)라고 한다. 식 2.39는 2차원 모델에서의 Energy Release Rate의 G값을 계산하는 식을 보여주고 있다.

$$G = \frac{Fu}{2a} \tag{2.39}$$

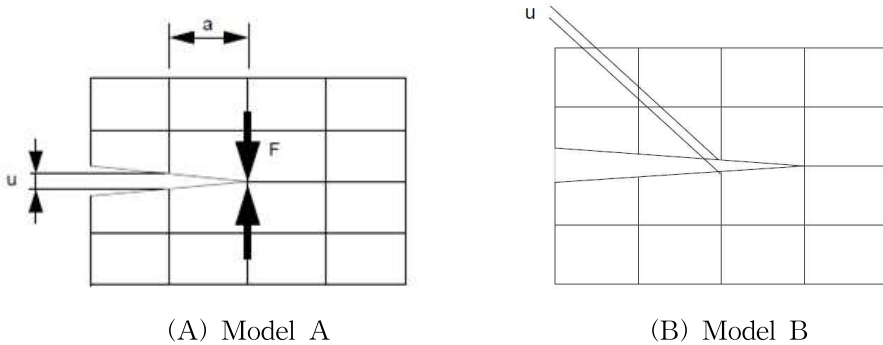


그림 2.23 2차원 모델의 VCCT 방법

3D솔리드의 경우 그림 2.24와 같은 상황이 발생한다. 이러한 상황은 2D사례와 유사하며 균열 정면을 따라 각 노드에 대해 개별적으로 평가가 수행된다. 식 3.5에서는 3차원 모델에서의 Energy Release Rate의 G값을 계산하는 식을 보여주고 있다.

$$G = \frac{F_1 u_1 + F_2 u_2 + \frac{1}{2}(F_3 u_3 + F_4 u_4)}{2a} \quad (2.40)$$

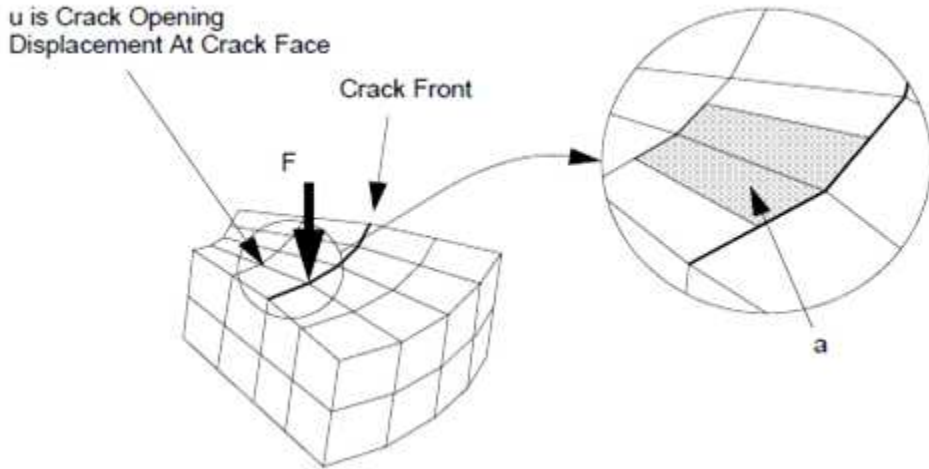


그림 2.24 3차원 모델의 VCCT 방법

2.3.2 균열 진행 방향

균열 진행의 방향을 결정하는 방법은 Maximum hoop stress, along pure mode, along Mode I, Mode I 등이 있다. Maximum hoop stress법은 그림 2.25와 같이 균열 선단의 응력을 계산한다. 다음 최대 주응력의 직각방향으로 균열을 전파경로로 결정하는 방법이다.

가. Maximum Hoop Stress법

최대주응력을 기준은 균열이 최대 장력 방향에 수직인 방향으로 증가할 것이라고 말한다. 국부적인 균열 선단 시스템에서의 균열 성장 방향(d_x, d_y)은 식 2.41을 모드 I 과 모드 II의 응력 확대 계수로 표현 할 수 있다. 또한 각각의 Energy Release Mode가 균열진전

방향을 계산하기 위해 사용한다. 그림 2.26은 Maximum Hoop Stress의 균열진전형상을 보여주고 있다. 3D의 경우 모드Ⅲ는 모드 I 과 동일한 효과를 가지므로 식 (2.41)의 방정식에서 K_1 대신 $K_1 + K_3$ 가 사용된다. 따라서 균열성장은 균열정점에 수직으로 발생한다고 가정한다.

$$d_x = \frac{3 \frac{K_2^2}{K_1^2} + \sqrt{1 + 8 \frac{K_2^2}{K_1^2}}}{1 + 9 \frac{K_2^2}{K_1^2}} \quad d_y = \frac{\frac{K_2}{K_1} - 3 \frac{K_2}{K_1} + \sqrt{1 + 8 \frac{K_2^2}{K_1^2}}}{1 + 9 \frac{K_2^2}{K_1^2}} \quad (2.41)$$

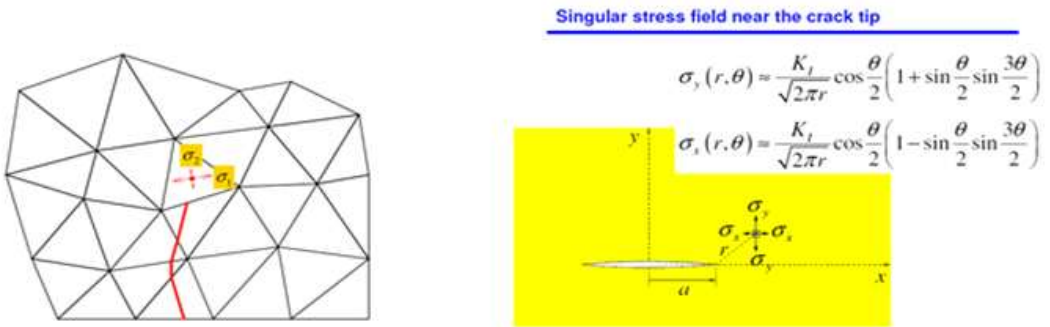


그림 2.25 Maximum Hoop Stress 법

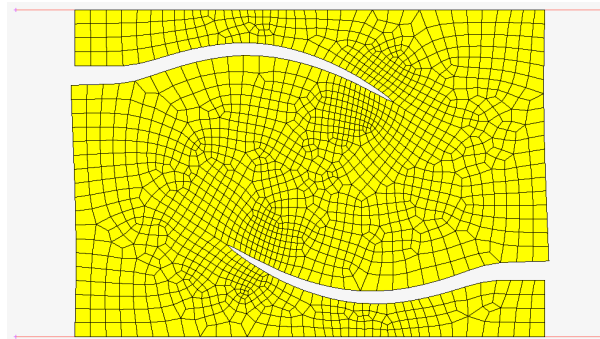


그림 2.26 Maximum Hoop Stress의 균열형상

나. Along Pure Mode

균열 성장 방향은 Pure Mode I (3차원 균열 성장을 위한 옵션), Mode II, Mode III 중 하나에 의해 주어진다. $G_i - G_{ic}$ 의 절대 값이 가장 큰 것 중(I, II 또는 III)의 값이 사용된다.

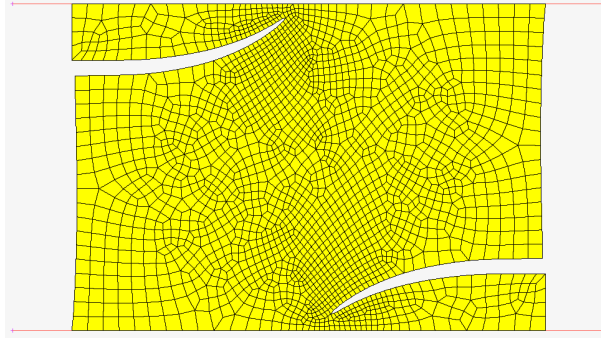


그림 2.27 Along Pure Mode의 균열형상

다. Along Mode I

균열선단방향(MODE I의 방향)에 따라 균열이 진전되며, 균열이 똑바로 진전할 것으로 알고 있을 경우 유용하다.

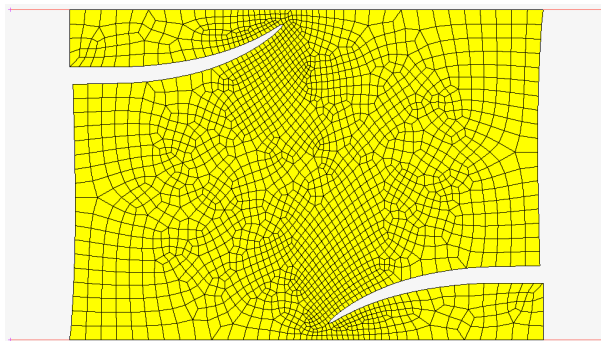


그림 2.28 Along Mode I의 균열형상

본 해석에서 사용된 균열 진행방향 법은 Maximum hoop stress법이다.

2.3.3 파괴 Criterion 결정법

균열의 성장을 결정하는 방법으로 Total Energy Release Rate, Individual Modes, Power Law Mixed Mode와 Reeder Mixed Mode가 있다. 본 해석에서 사용한 방법은 Total Energy Release Rate이다. 식 (2.42)은 위 방법의 관계식이다. 식 (2.43)과 식 (2.44)은 각각 Reeder Mixed Mode와 Power Law Mixed Mode에 대한 관계식을 보여 주고 있다.

$$G > G_C \tag{2.42}$$

$$\left(\frac{G_I}{G_{IC}}\right)^{n_1} + \left(\frac{G_{II}}{G_{IIC}}\right)^{n_2} + \left(\frac{G_{III}}{G_{IIIC}}\right)^{n_3} > 1 \tag{2.43}$$

$$\frac{G_I + G_{II} + G_{III}}{G_{IC} + (G_{IIC} - G_{IC})\left(\frac{G_{II} + G_{III}}{G_I + G_{II} + G_{III}}\right)^{n_1} + (G_{IIIC} - G_{IIC})\frac{G_{III}}{G_{II} + G_{III}}\left(\frac{G_{II} + G_{III}}{G_I + G_{II} + G_{III}}\right)^{n_1}} > 1 \tag{2.44}$$

2.4 Side-Groove 영향인자

2.4.1 Shear lip

연성이 큰 금속 합금의 인장시험편에 나타나는 컵-앤드-컵 형태의 파단에서는 국부적인 수축에 의해 중심부에서 집중적으로 균열이 발생하고, 그 후 이 균열과 자유표면과의 사이에 전단 변형이 생겨 파단 된다. 이러한 전단 파단부를 Shear lip 또는 전단 파면이라고 한다. 그림 2.29에서는 자유표면에 가깝게 위치한 균열 선단 응력 영역 내의 물질은 그림(g)의 z방향의 측면으로 확장될 수 있다고 설명하고 있다. 따라서 응력 상태는 이축성 경향이 있고 45°의 Shear lip이 각 자유 표면에 형성되어 연성방식으로 재료가 파괴된다. 그러나 구성 요소의 중심에 있는 재료는 주변 재료에 의해 구속되므로 측면 변형이 자유롭지 않아 응력 상태는 평면 변형(3축성)을 띠는 경향이 있고 이 영역에서 파단은 부서지기 쉽다는 것을 설명해주고 있다. 또한 Shear lip의 크기가 주어진 재료에 대해 거의 일정하다고 간주되는 경우, 얇고 두꺼운 구성 요소의 다른 거동은 상당한 제약된 동작을 나타내기 위해 얇은 구성 요소(h)의 중앙에 소재가 부족하기 때문에 재료가 높은 강도로 연성적으로 보인다. 또한 두께가 증가함에 따라(j) Shear lip은 단면적의 감소 비율을 차지하고, 따라서 재료는 점점 취성파괴 작용을 하며, 강도는 감소한다. 결국 Shear lip의 효과는 미미하고 강도는 일정한 최솟값을 가정한다는 것을 설명하고 있다.

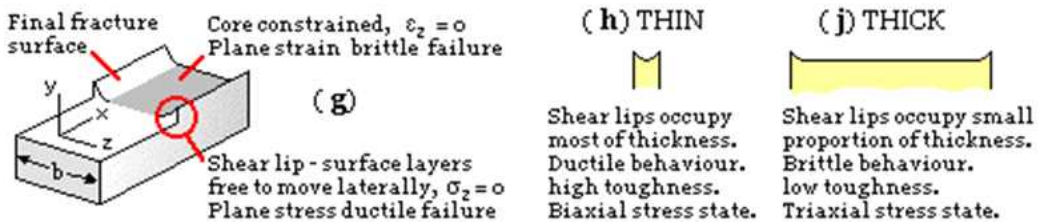


그림 2.29 Shear lip의 영향

그림 2.30에서는 모델을 구성하기 위해 세 가지 가정을 채택했다. 첫 번째 가정은 균열 앞쪽의 형태가 균열 전파 방향에 직각으로 가정되며 이는 Aihara 외 연구진(2012년)의 과거 시험의 파단 표면 관측에 기초한다. 두 번째 가정은 균열의 일부로 균열된 측면부가 응력 강도 계수(SIF)에 영향을 미친다는 것이다. Ogura(1961), Priest(1998)와 같은 이전 연구들에 의해 연성 방식으로 파단 되면 균열의 추진력을 감소시킨다고 한다. 마지막 가정은 균열 확산의 공식은 중간부분의 균열 앞쪽에서만 평가되므로 평면 변형 조건을 만족한다. 이것은 분열의 파괴를 일으키는 최대 균열 길이가 일반적으로 판의 중간 두께에서 얻어지기 때문에 분리를 단순화하고 균열 거동을 시뮬레이션 할 수 있을 만큼 충분히 합리적인 가정이다. 국부적인 파괴 응력 기준에 근거하여, 균열 앞부분의 국부응력 $\sigma_y[\gamma_c, 0]$ 가 균열 속도에 독립적인 재료 특성 값으로 간주되고 국부적인 파괴 응력 σ_f 와 동일하면 균열이 계속 전파된다고 설명하고 있다(Aihara, 2016).

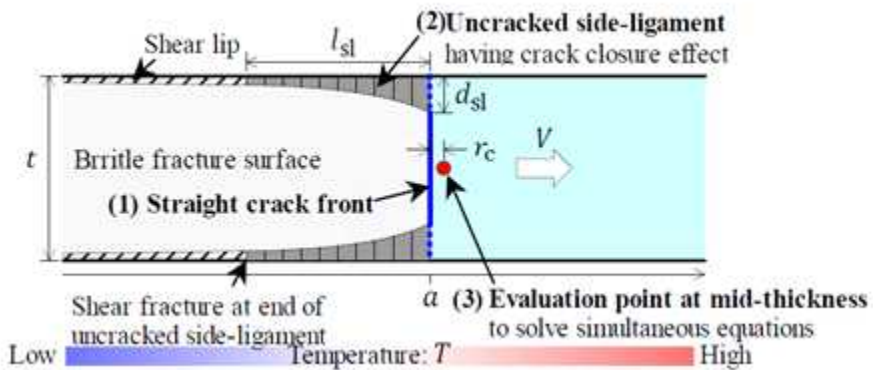


그림 2.30 강재 균열 시 생기는 Shear Lip 계략도(Aihara, 2016)

2.4.2 Side-Groove의 영향

Side-groove는 균열 전방을 보다 균일한 스트레스 상태를 촉진하는 구속조건을 증가시키고 Shear lip 발달을 억제한다. 3점 벤딩의 여러 가지 Side-groove 시료에 대한 안정적인 균열진전을 조사한 결과 Shear lip을 제한하고 두께 전체에 걸쳐 평평한 균열 전면을 만드는 방법이 있다. V-그로브 및 슬릿과 같은 적절한 홈이 있는 시험편은 거의 직선으로 균열이 보였다. 그림 2.31은 Slit형의 Side-groove가 없는 경우와 Side-groove가 있는 경우에 잔류응력분포를 보여주고 있다. Side-groove가 없는 경우 시험편 양 끝 단에서 Shear lip의 영향으로 응력이 감소하는 것을 확인 할 수 있다. 하지만 Side-groove가 있는 경우 양 끝단으로 갈수록 응력이 증가하여 Shear lip의 영향이 줄어드는 것을 확인 할 수 있었다. 그림 2.32는 Side-groove의 형상별 영향을 보여주고 있다. Side-groove가 없는 경우 측면 Shear lip이 생기는 것을 확인 할 수 있으나, V-groove, Slit-groove가 있는 경우 Shear lip의 영향이 생기지 않는 것을 확인 할 수 있다. 하지만 U-groove는 shear lip 발생에 영향을 주지 않는 것을 확인 할 수 있었다 (Yasufumi Imai 등, 1984).

또한 Side-groove는 면당(10%)까지만 효과가 있는 것으로 밝혀졌다. 그리고 90°이하의 어떤 끼인각도 허용되며, 사이드그루빙 작업 이전에 미리 균열을 일으키는 것이 좋다.

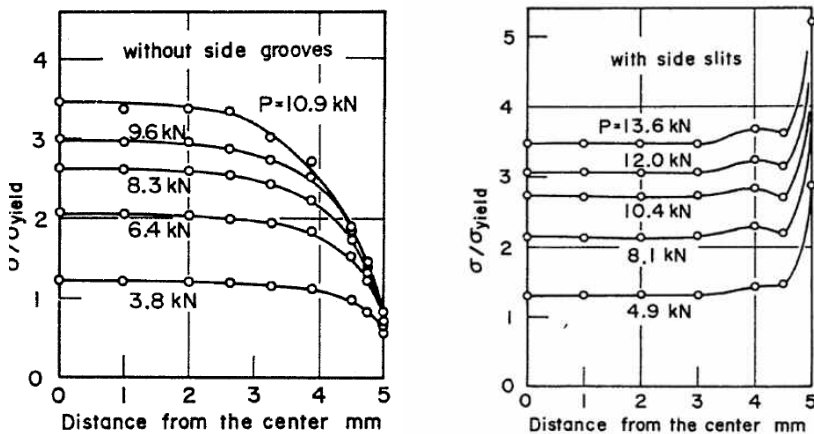


그림 2.31 Slit형상의 Side Groove의 잔류응력 분포(Yasufumi Imai 등, 1984)

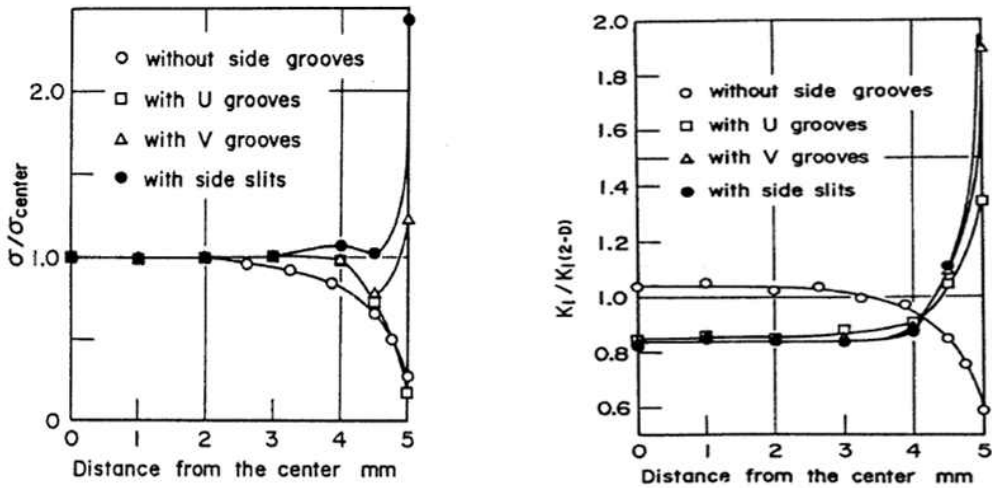


그림 2.32 Side Groove 형상별 잔류응력 분포(Yasufumi Imai 등, 1984)

또한 $93^{\circ}C$ 에서 A533-B, Cl-1강철의 변형 및 연성 파괴에 대한 시편 두께 변화, 측면 홈 및 균열 길이 변화의 영향을 결정하기 위해 연구를 진행했다. 균열 확장은 보통 탄성 컴플라이언스와 균열 길이 사이의 상관관계를 사용하여 추정되었다. 균열-개방 변위, 하중 라인 변위, 균열 길이 사이의 상관관계를 사용하여 추정한다. 또한 열팽창 된 균열 표면에 대한 일부 측정을 통하여 균열 확장 추정치를 보완한다. 그 결과 균열-신장 저항 곡선에 대한 두께 또는 측면 홈 효과의 관찰이 균열 확장을 측정하는 방법에 의존함을 시사했다. 컴플라이언스 상관 방법은 균열 확장에 덜 민감하고 고전적인 두께 효과를 나타낸다. 두께 감소와 함께 균열 성장 저항 증가, 측면 홈 사용으로 인한 저항 감소, 하중-라인 변위 상관 식은 균열 확장에 더 민감하였으며 균열 성장 저항에 두께나 측면 홈의 영향을 나타내지 않았다. Side-groove의 존재는 평면 파단을 촉진하고 Shear lip을 억제하고, Side-groove가 없는 시편은 큰 Shear lip을 발생시키는 것을 확인할 수 있었다(W. Andrews 1979).

그림 2.33에서는 Side-groove를 10mm 가공하여 취성파괴 실험을 진행한 균열단면을 보여주고 있다. 그림에서 볼 수 있듯이 양 끝단에 균열이 중간부분의 균열보다 더 길게 나타난 것을 확인할 수 있고 이로 인해 Shear lip의 영향이 감소했다는 것을 확인할 수 있다.

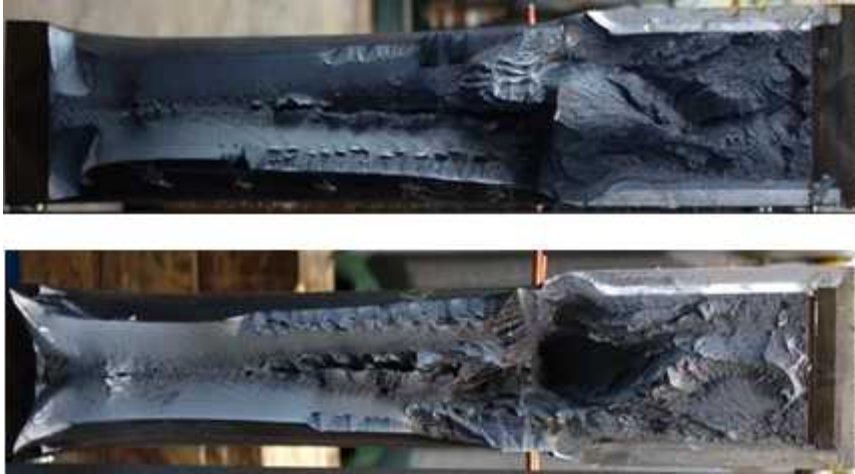


그림 2.33 취성파괴 실험 후 모재의 균열단면(POSCO)

제 3 장 취성균열진전해석의 Side Groove 영향

제 3 장에서는 앞 장의 파괴역한 이론 및 취성파괴영향 인자를 바탕으로 Marc Mantat을 사용해 유한요소해석을 진행했다. 또한 실험방법은 취성파괴실험중 하나인 ESSO Test를 채택했다.

본 장에서는 실제 실험결과와 유한요소 프로그램을 비교하여 해석의 신뢰성을 파악하고자 한다. 먼저, 실제 실험 조건 및 시험편 크기, 실험결과를 확인한다. 그 후 유한요소 프로그램을 활용하여 해석을 진행하고자 한다. 해석 진행은 해석조건을 설명한 후 노치부에 가공한 Side-groove 깊이 및 시험편 두께별 잔류응력 분포를 확인하여 Side-groove가 취성균열진전에 미치는 영향에 대해서 알아보하고자 한다. 또한 Shear lip을 유발시키는 Crack tip의 응력 분포에 미치는 영향을 연구하고자 한다.

3.1 모재의 취성파괴 실험

3.1.1 실험조건

가. 시험편 물성

실험에 사용된 강재는 EH47강재이다. 아래에 표3.1과 표3.2는 실험에서 사용된 강재의 물성을 보여주고 있다. 표 3.2는 췌기의 물성이고 표 3.3은 췌기의 충격값을 보여주고 있다. 실험에서 사용한 Side-Groove의 깊이는 10mm이고 두께 80mm의 시험편을 사용하여 실험을 진행했다.

표3.1 EH47시험편의 물성

Steel	Mass Density (kg/mm ³)	Young's Modulus (GPa)	Yield stress (MPa)	Poisson's ratio
EH47	7.85E-09	219	490	0.3

표3.2 썰기의 물성

Steel	Mass Density (kg/mm ³)	Young's Modulus (GPa)	Yield stress (MPa)	Poisson's ratio
-	7.85E-09	311	-	0.3

표3.3 썰기의 충격값

Sectional Area (mm ²)	Volume (mm ³)	Mass (kg)	Energy (J)	Velocity (mm/sec)
6380	957,000	7.51245	2744	33403

나. 실험순서

그림 3.1은 취성파괴 실험의 순서를 간략히 보여주고 있다. 실험은 시험편 냉각 후 변위제어로 시험편 좌우측을 인장해 준다. 다음 시험편 위쪽에서 썬기를 이용해 초기 균열을 만들어 시험편 온도구배에 따라 균열진전을 확인한다. 모재의 저온상태에서의 취성파괴에 대한 실험을 진행하기 위해 ESSO 실험과정을 정확히 파악하여야 한다. 그 이유는 실험과 해석의 순서를 똑같은 진행하여 더 높은 신뢰성을 갖기 위함이다.

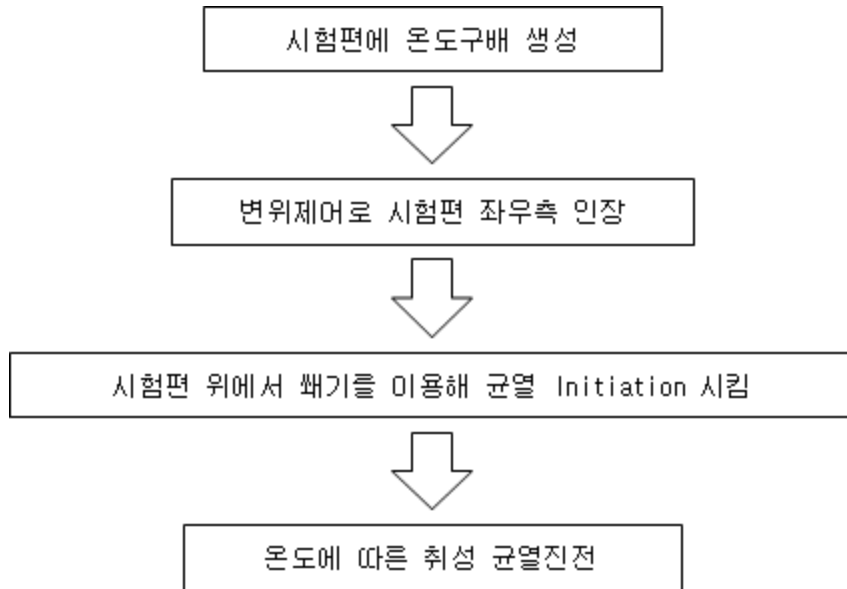


그림 3.1 취성파괴 실험순서

3.1.2 시험편 형상

유한요소 해석을 진행하는 데는 정확한 치수와 모델형상이 필요하다. 해석은 균열이 생기는 시험편과 시험편에 충격을 주어 균열을 만드는 췌기를 모델링하였다. 그림 3.2는 실제 시험편의 치수 및 노치의 치수이다. 또한 그림 3.3은 실제 실험에서 가공한 Side-Groove의 형상 및 치수를 보여주고 있다.

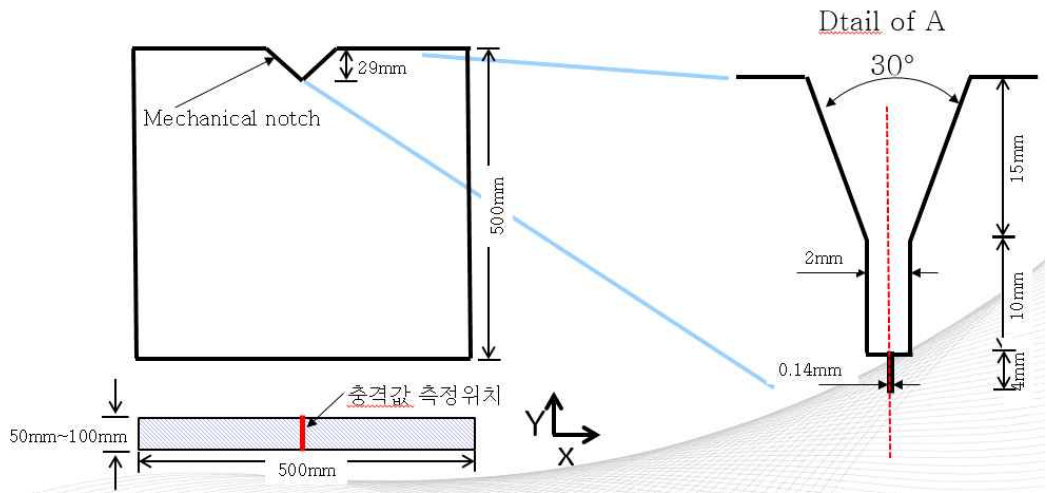


그림 3.2 실제 사용된 시험편 치수 및 노치 부 형상(POSCO)

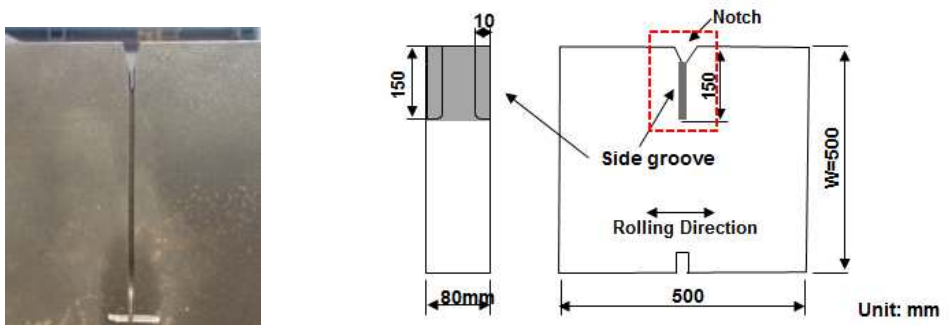


그림 3.3 실제 제작된 Side-groove형상 및 치수(POSCO)

3.1.3 실험결과

실험에서 나온 결과를 활용해 해석의 신뢰성을 판단하기 위해 실제 실험값을 확인해 볼 필요가 있었다. 그림 3.4는 실제 대형 인장 실험 장비를 사용해 취성파괴실험 후 모재의 균열진전형상을 보여주고 있다. 표 3.4는 EH47강의 두께 80mm인 모재의 취성균열전파 및 정지에 대한 결과를 나타내고 있다. 실험에서 사용된 온도구배는 노치부분을 기준으로 아랫방향으로 진행된다.

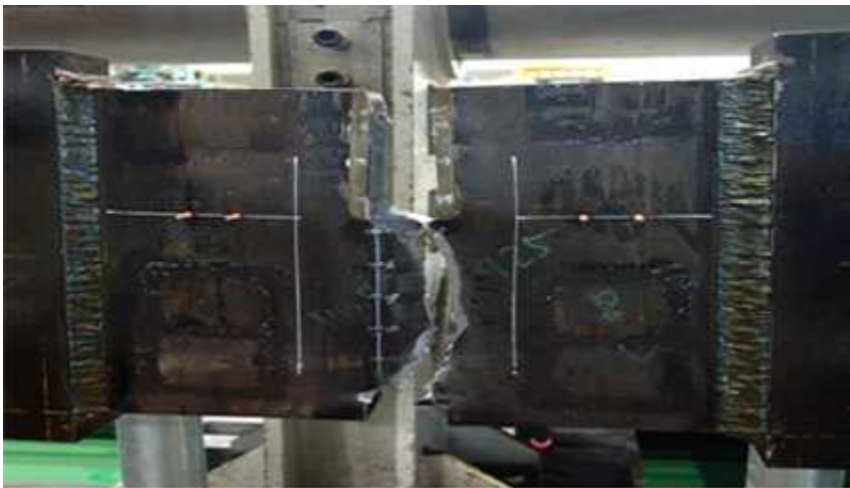


그림 3.4 취성파괴실험 후 모재의 균열진전형상(POSCO)

표3.4 EH47강의 두께 80mm 균열 실험결과(POSCO)

Thermal couple position(mm)	Target value(°C)	Measure value
30	-100	-104.6
50	-70	-72.1
100	-40	-43.9
150	-35	-36.3
200	-35	-33.6
250	-35	-33.9
300	-35	-33.7
350	-35	-34.5
400	-35	-35.1
450	-35	-35.7
Applied Stress(MPa)	307	-
Crack Arrest length(mm)	168	-

실제 실험에서 Crack Arrest length가 168mm 진전했다. 다음 실험값을 활용해 동일한 조건에서 해석을 진행하고 해석 결과의 균열의 길이를 확인하여 해석의 신뢰성을 파악하고자 한다. 해석의 신뢰성을 파악한 후 두께 50mm와 100mm에 대한 해석을 진행하여 두께별 Side-Groove의 영향을 파악하고자 한다.

3.2 모재의 취성파괴 해석

3.2.1 해석모델 및 조건

가. 해석 조건

해석 시 사용한 틀은 Marc Mantat을 사용하였다. 또한 다양한 두께의 Side-groove 효과를 확인하기 위해 유한요소 해석을 사용하여 해석을 진행하였다. 사용한 강재는 표 3.1과 같은 EH47강재를 사용하였다. 아래에 그림 3.5와 그림 3.6은 해석에 사용된 강재의 온도별 물성을 보여주고 있다. 또한 그림 3.7은 시험편 위치별 초기온도를 보여주고 있다. 표 3.5는 해석에 사용된 모델의 두께, 온도, 충격에너지, 시험편 두께별 Side-Groove의 깊이를 보여주고 있다.

해석에 사용된 썬치의 물성은 임의의 값을 사용하였다. 그 이유는 해석에 사용된 시험편 물성보다 강도를 높게 설정하여 썬치가 충격 시 생기는 변형을 최소한으로 줄여 썬치의 변형으로 인한 해석에러를 줄이기 위해서이다. 해석 시 항복영역을 제외하고 탄성영역 값만 주어 실시하였다.

표3.5 EH47시험편 두께, 온도구배 및 Side Groove 깊이

Thickness (mm)	Notch Temp. (°C)	Test Temp. (°C)	Impact Energy (J)	Depth of Side Groove (mm)
50	-104.6	-35	41.51	0, 2, 4
80	-104.6	-35	41.51	0, 2, 4, 6, 8, 10
100	-104.6	-35	41.51	0, 2, 6

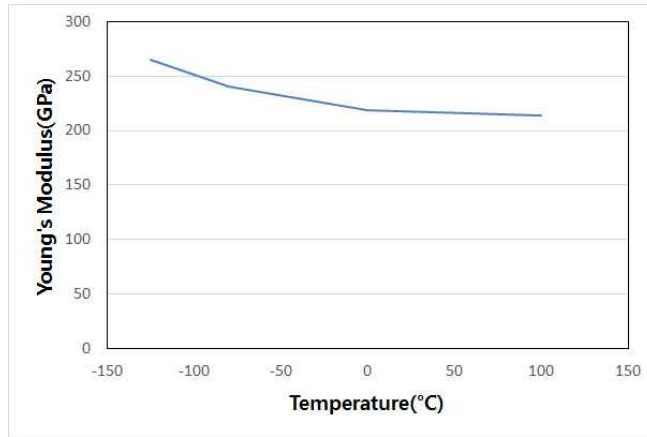


그림 3.5 EH47 Young's Modulus-Temperature Curve

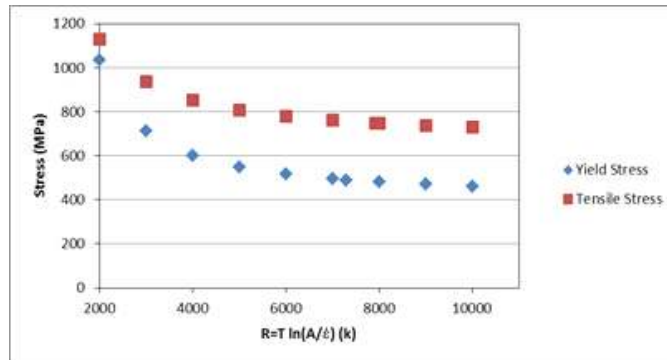


그림 3.6 EH47 Yield Stress, Tensile Stress

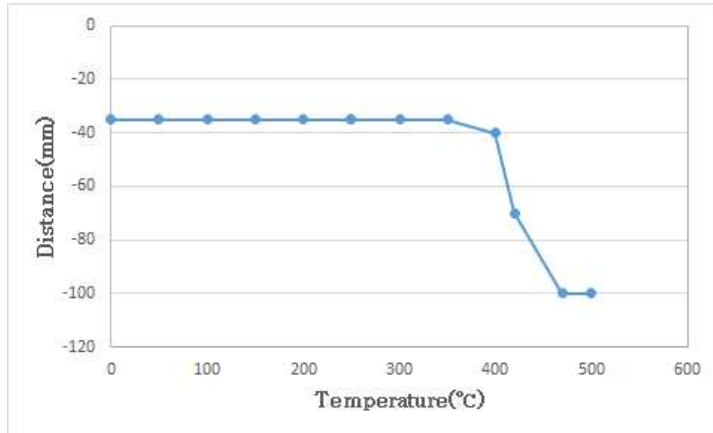


그림 3.7 시험편의 온도구배(Local Temperature Gradient Type)

본 연구에서는 균열성장을 결정하는 방법으로 Total Energy Release Rate를 사용했으며 평면변형과괴인성 K_{IC} 를 에너지 방출률 G_{IC} 로 변환시켰다. G_{IC} 변환식은

$$G > G_c, G_c : \text{Crack growth resistance (fracture toughness)} \quad (3.1)$$

$$G_1 = \frac{K_1^2}{E}, G_2 = \frac{K_2^2}{E}, G_3 = (1 \div v) \frac{K_3^2}{E} \quad (3.2)$$

$$G_1 = (1 - v^2) \frac{K_1^2}{E}, G_2 = (1 - v^2) \frac{K_2^2}{E}, G_3 = (1 + v^2) \frac{K_3^2}{E} \quad (3.3)$$

그러므로 균열성장은 K_{IC} 와 온도의 관계를 통해 제시하였다. 식 3.4는 EH47강재의 두께 80mm에서 온도와 K_{IC} 의 관계식이고 두께에 따라 다른 식을 제시하고 있다.

$$K_{ic} = 2.13 \times 10^4 \cdot \exp(-290/Tk) \quad (3.4)$$

$(t = 80mm)$

나. 해석 모델

해석은 길이방향을 x 축, 폭 방향을 y 축, 두께방향을 z 축으로 규정하였다. 경계조건은 그림 3.8과 같이 시험편 양쪽에 더미를 붙여 y 방향을 구속하였다. 또한 더미 양끝에 z 방향 구속을 추가하였다. 더미를 부착한 이유는 실제 실험에서 췌기로 충격을 가할 때 시험편의 양쪽에 더미를 붙여 시험편이 하단으로 밀리며 충격이 상쇄되는 걸 방지하는 조건을 해석에도 똑같이 적용했다.

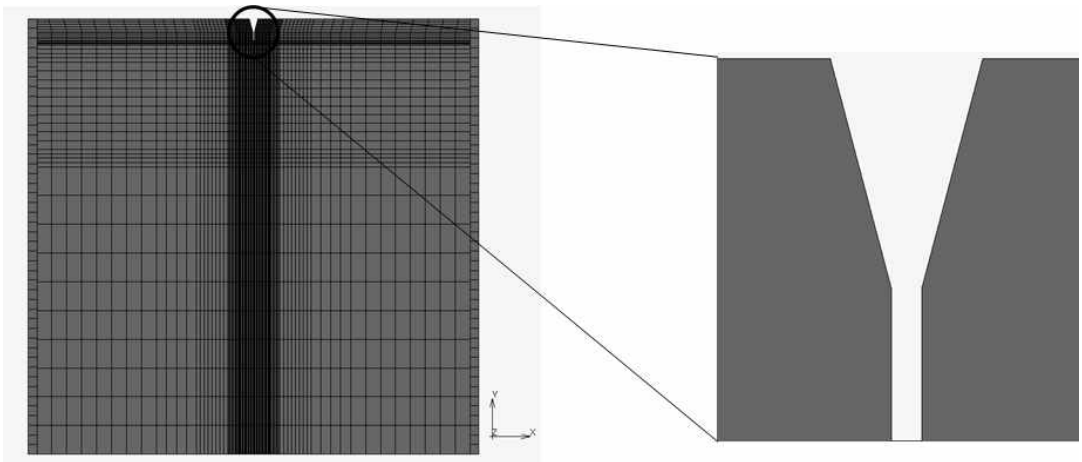


그림 3.8 유한요소 해석 시험편의 형상

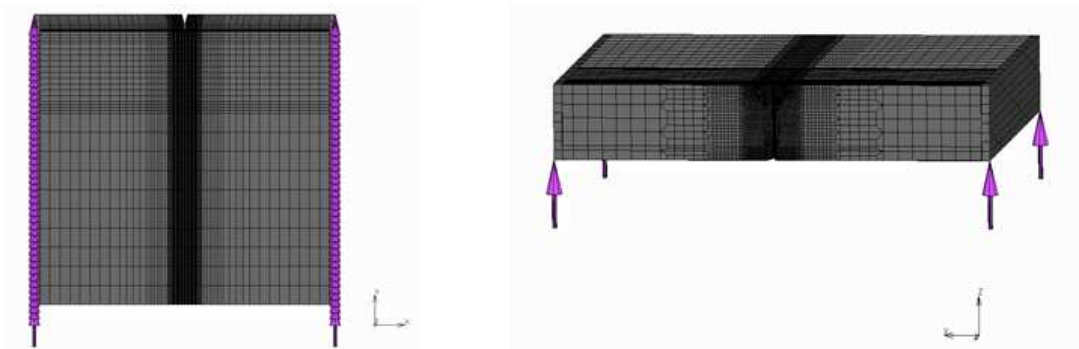


그림 3.9 시험편 경계조건

또한 해석 시에 Remeshing기능을 사용한다. 각각의 노드 점을 구속 했을 때 노드간의 간섭이 생겨 해석에 문제가 생기는 걸 확인 후 Remeshing기능을 사용하여 해석을 진행했다. 또한 더미는 균열해석에 어떠한 영향도 미치지 않는다. 다음은 썰기의 형상과 치수이다. 그림 3.10은 실험에 사용된 시험편 크기 및 썰기의 치수이다. 그림 3.11은 해석에 사용된 썰기의 모델을 보여 주고 있다. 썰기의 총 길이는 170mm, 폭 44mm, 두께 150mm에 대한 형상을 모델링했다. 썰기 또한 실제 실험 조건과 똑같이 모델링하여 해석에 사용하였다.

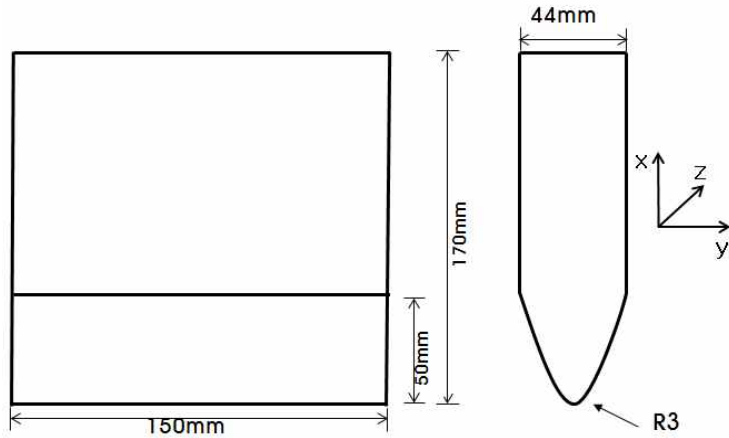


그림 3.10 실제 실험에서 사용 된 썰기의 형상 및 치수

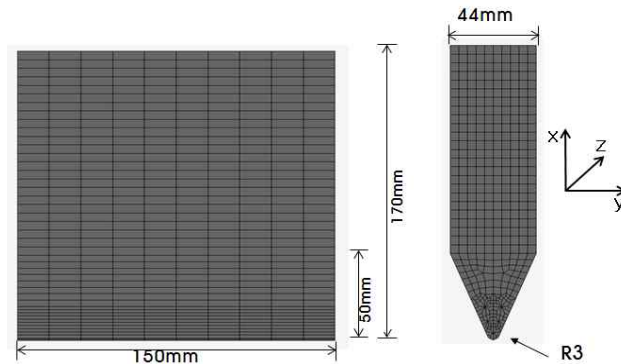


그림 3.11 균열해석 썰기 모델링

쐐기의 경계조건은 그림 3.12와 같이 x 축과 z 축을 고정하였다. x 축과 z 축만 고정한 이유는 쐐기가 위아래로 이동하기 때문에 y 축은 구속시키지 않았다.

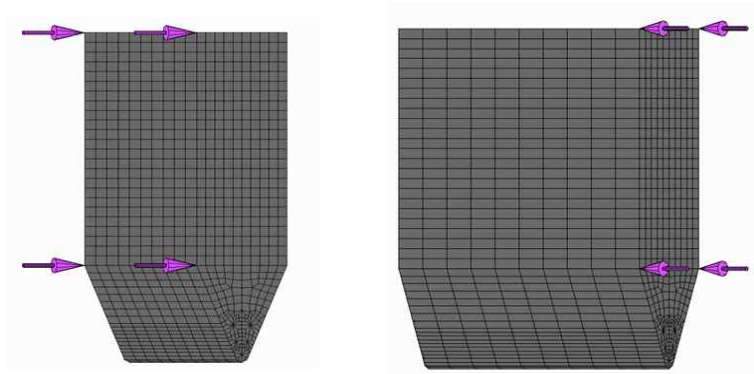


그림 3.12 쐐기의 경계조건

그림 3.13은 시험편의 온도분포와 Applied Stress의 적용위치를 보여준다. 온도구배 조건은 노치부에서 바닥판 방향으로 설정하였다. 해석에서 Applied Stress는 중앙부에서 1/2지점에 같은 인장하중 값이 나오도록 설정하였다.

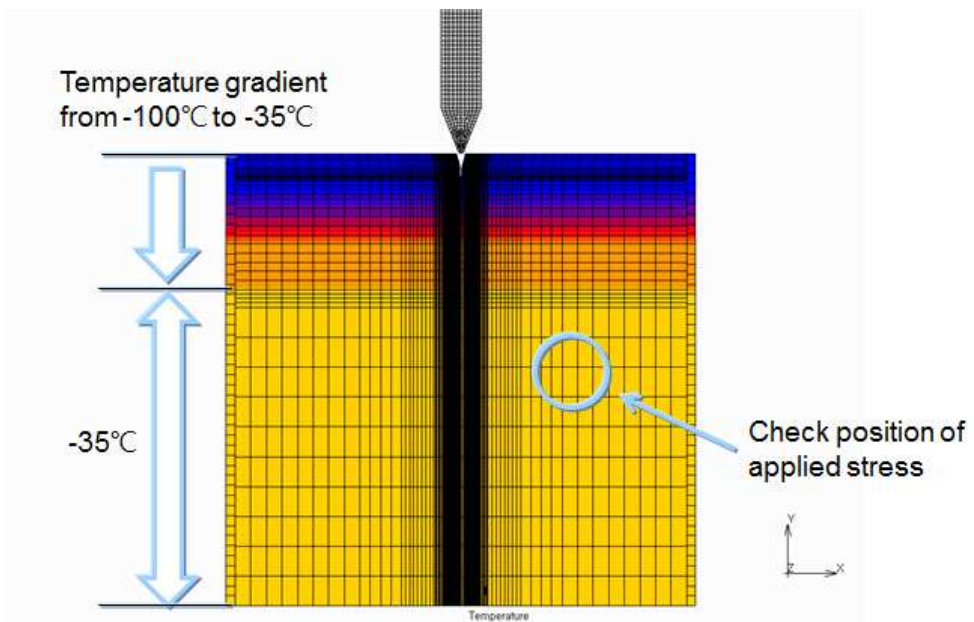


그림 3.13 시험편의 온도분포와 Applied Stress 적용위치

다. 해석순서

취성파괴 해석순서는 실험과 똑같은 과정으로 해석을 진행한다. 초기온도 분포를 Initiation Temperature를 활용해 온도구배를 생성하고 양측에 더미를 부착하여 시험편 좌우를 Displacement를 활용해 인장을 한다. 다음 Surface를 활용해 초기균열을 설정한 후 썬치를 이용해 균열진전을 진행시킨다. 해석 시에도 ESSO Test의 실험순서를 정확히 파악하고 해석과 실험을 똑같은 순서로 진행하여 해석의 신뢰성을 높여준다. 그림 3.14는 취성파괴 해석순서이다.

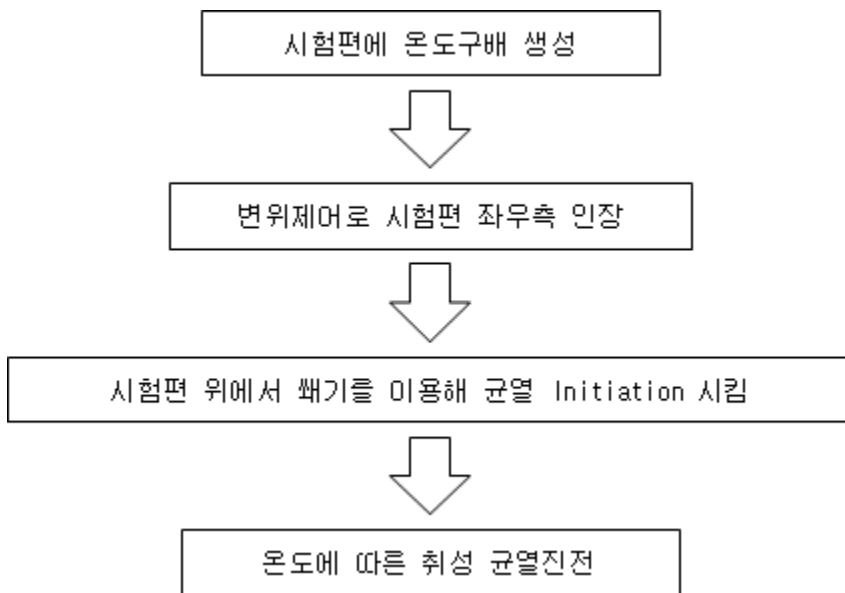


그림 3.14 취성파괴 해석순서

그림 3.15에서는 균열의 해석과정 중 시험편의 인장 후 총 4번의 Crack Tip을 확인할 수 있다. 이중 첫 번째 Crack Tip과 두 번째 Crack Tip에서의 시험편의 잔류응력 분포에 대해서 확인하고 Side-groove가 균열 시 발생하는 Shear lip 현상의 어떤 영향을 주는지 확인하고자 한다.

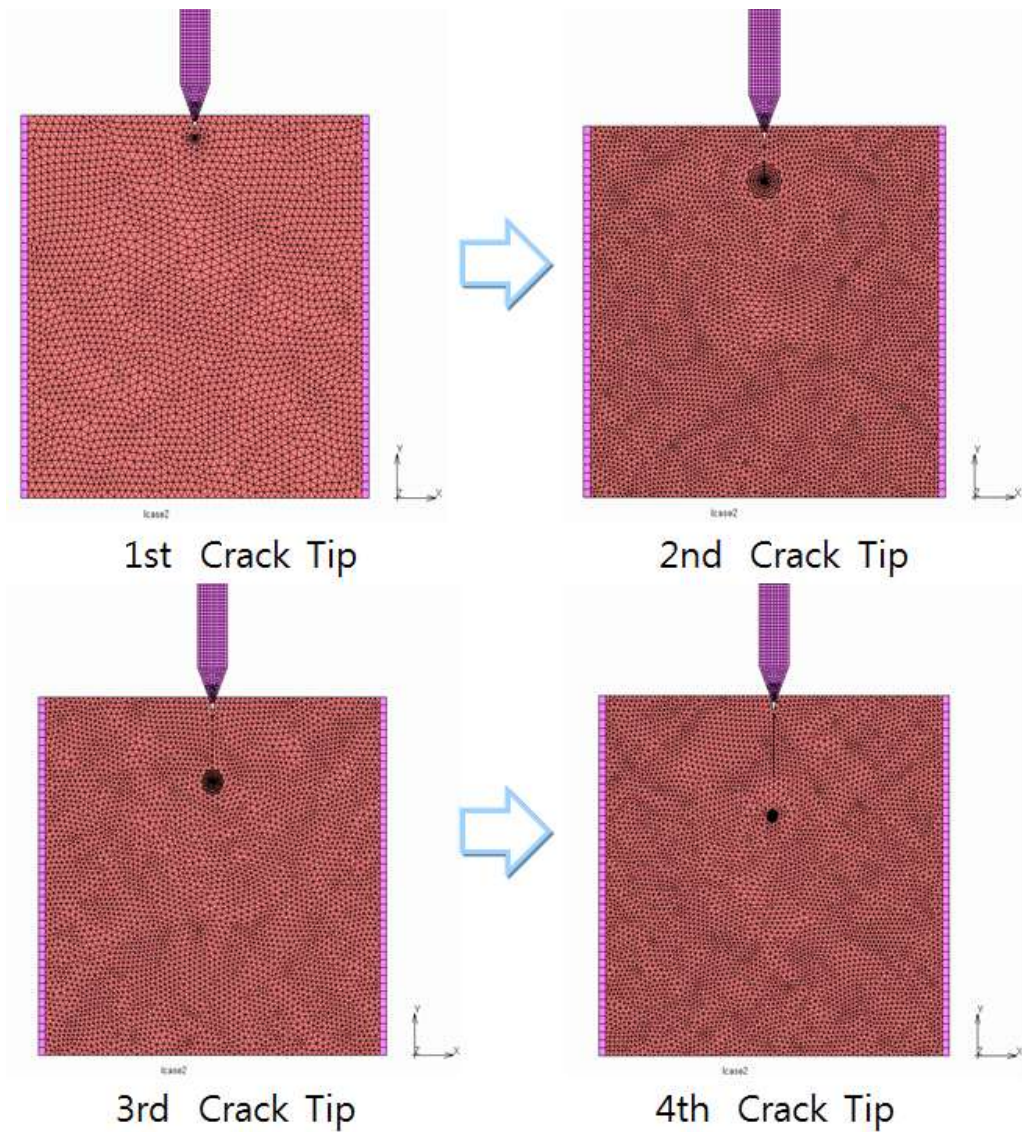


그림 3.15 유한요소 균열해석 진행과정

3.2.2 해석 결과 및 고찰

80mm 두께의 시험편 해석에는 노치부분에 Side-groove를 2mm, 4mm, 6mm, 8mm, 10mm씩 각각 만들어 Side-groove깊이별 영향을 확인하고자 한다. 그림 3.16은 80mm 두께의 시험편을 인장하는 과정에서의 x 축 방향의 잔류응력 분포를 보여주고 있다. 그래프의 0.16, 0.26, 0.4, 0.5의 숫자는 인장 진행 시간을 의미하고 있으며, 시간이 진행됨에 따라 Shear lip의 영향이 생기는 것을 확인할 수 있다.

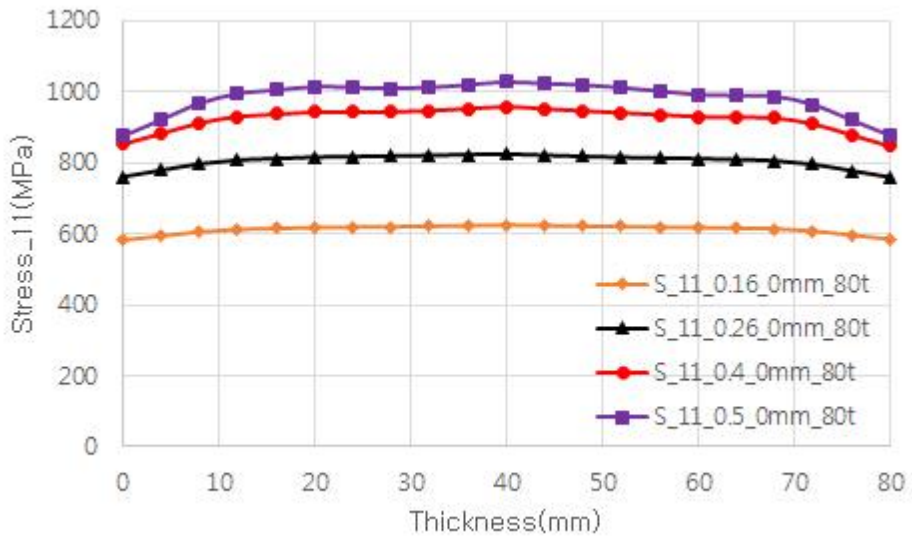


그림 3.16 Side Groove 0mm, 인장과정

가. 두께 80mm 균열 해석

다음해석으로 충분히 인장이 된 시험편을 썬기를 활용해 균열 진전 해석을 진행했다. 그림 3.17은 첫 번째 Crack Tip에서의 잔류응력 분포를 보여주고 있다. 그림 3.17에서 볼 수 있듯이 Side-groove가 없는 해석의 경우 양 끝에 Shear lip현상이 나타나고 있어 취성파괴시험 시 불안정한 실험값을 얻을 수 있다. 하지만 2mm, 4mm, 6mm, 8mm, 10mm의 Side-groove가 있는 해석의 경우 시험편 양 끝단 부에 shear lip의 영향이 줄어든 것을 확인 할 수 있었다. 또한 그림 3.18에서 Side-groove가 없는 경우 양 끝단에서 큰 전단응력이 발생하여 전단파괴의 위험성이 있지만, Side-groove가 있는 경우 양 끝 단에 전단응력이 Side-groove가 없는 경우와 비교했을 때 현저히 감소하는 것을 확인 할 수 있다.

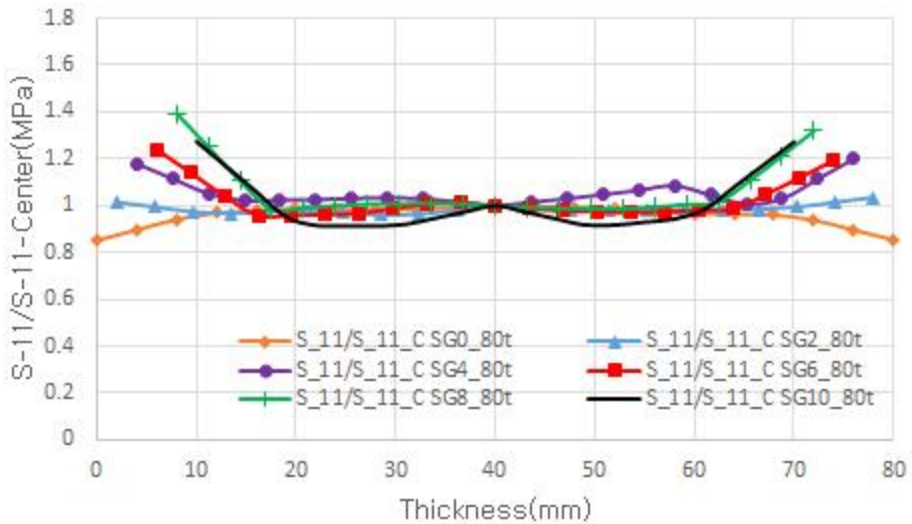


그림 3.17 80mm두께 시험편의 잔류응력

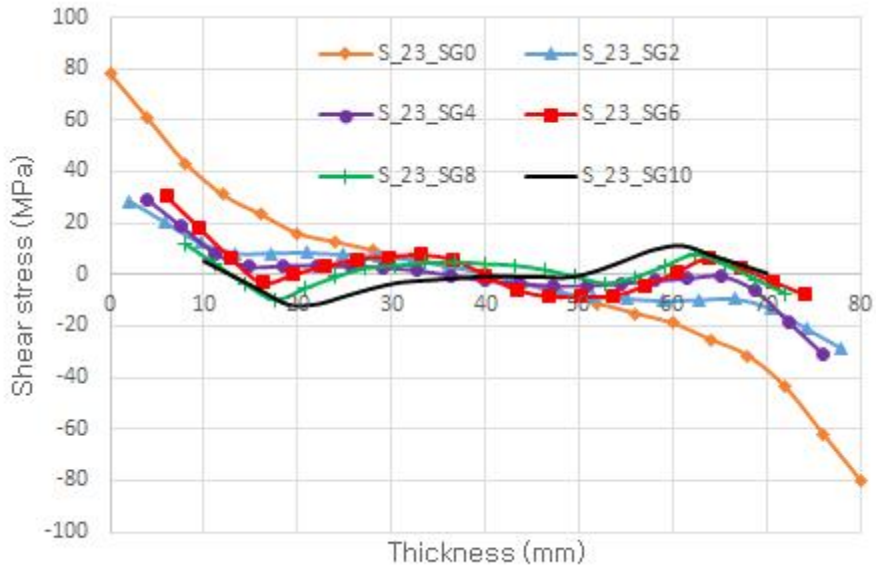


그림 3.18 80mm두께 시험편의 전단응력

그림 3.19~3.24는 첫 번째 Crack Tip에서 측면의 균열진전형상을 보여주고 있다. 첫 번째 Crack Tip 단면에서는 Initiation crack이기에 단면으로 Shear lip의 영향을 확인하기에 어려움은 있다. 하지만 양 측면에 잔류응력이 분포하고 있는 것을 확인 할 수 있으며 양 끝단에 응력으로 인해 Shear lip의 영향은 줄어드는 것으로 판단할 수 있다.

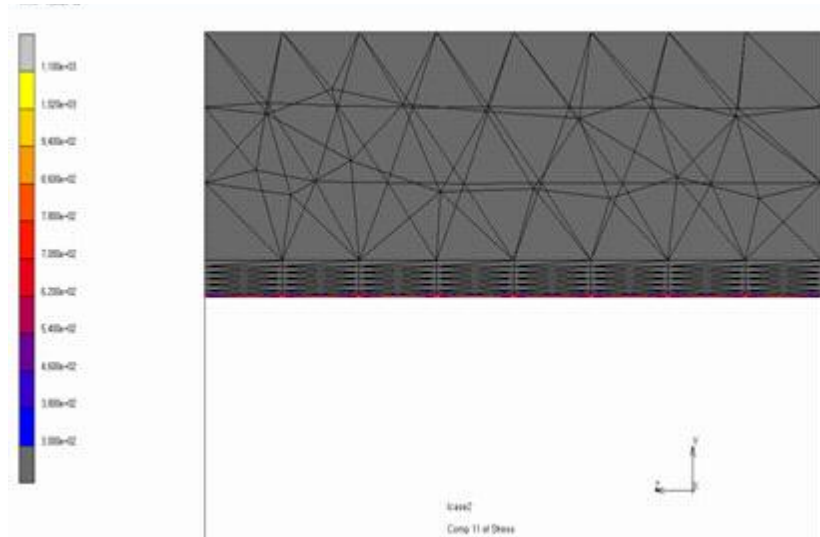


그림 3.19 Side Groove 0mm, 균열 진전 형상(First Crack Tip)

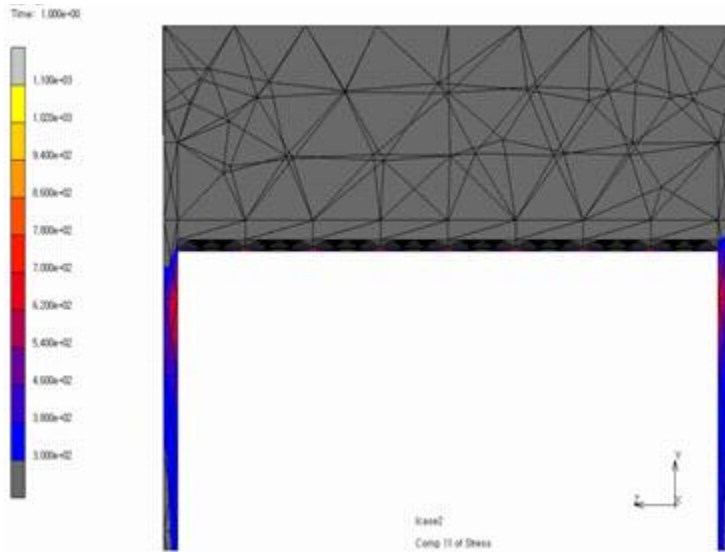


그림 3.20 Side Groove 2mm, 균열 진전 형상(First Crack Tip)

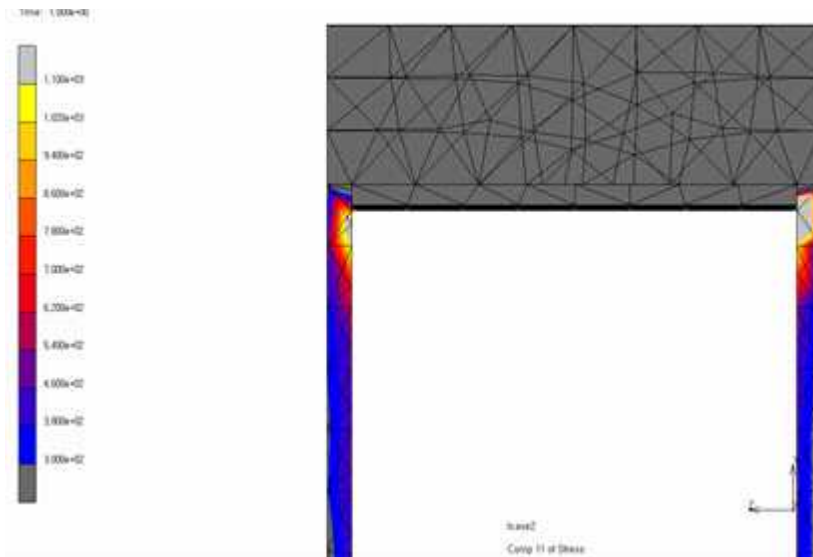


그림 3.21 Side Groove 4mm, 균열 진전 형상(First Crack Tip)

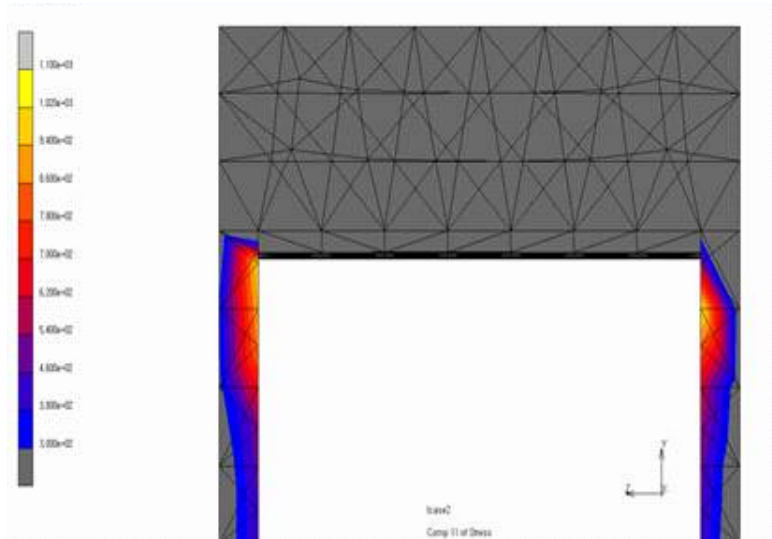


그림 3.22 Side Groove 6mm, 균열 진전 형상(First Crack Tip)

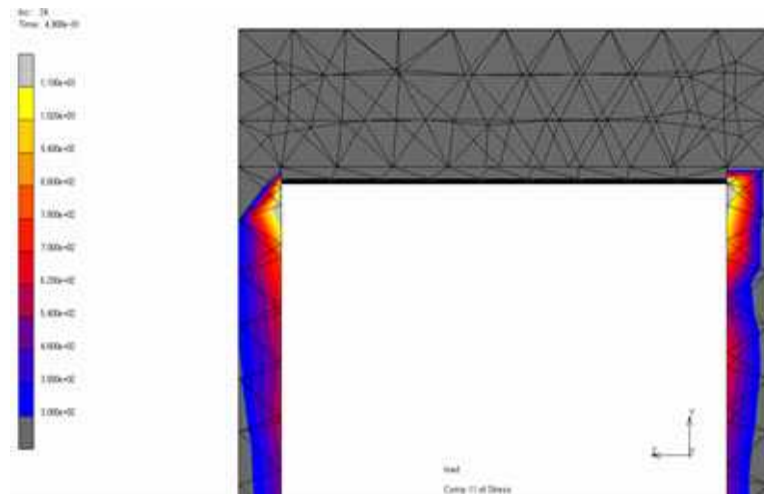


그림 3.23 Side Groove 8mm, 균열 진전 형상(First Crack Tip)

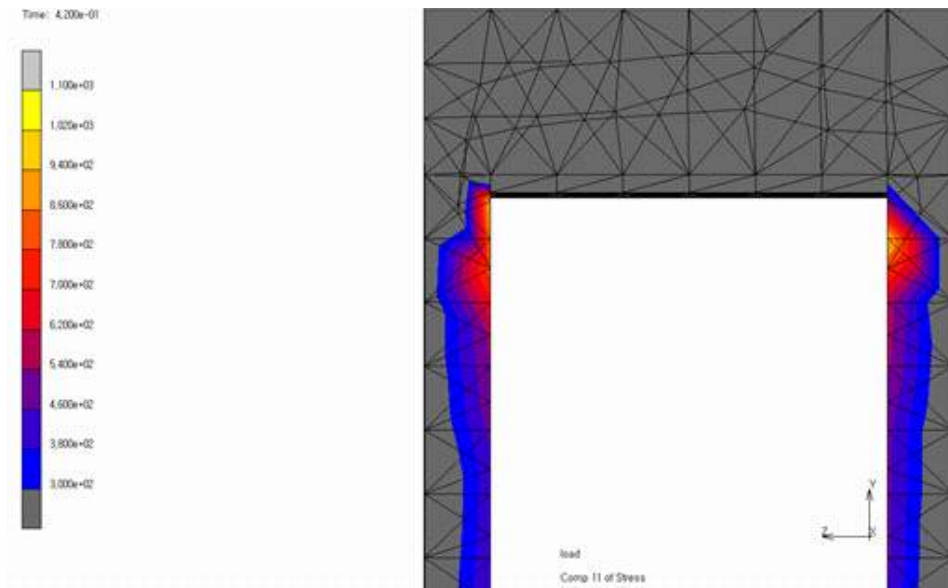


그림 3.24 Side Groove 10mm, 균열 진전 형상(First Crack Tip)

그림 3.25에서 볼 수 있듯이 두 번째 Crack Tip에서도 Side-groove가 없는 해석의 경우 양 끝에 Shear lip 현상이 나타나고 있어 취성파괴실험 시 불안정한 실험값을 얻을 수 있다. 하지만 2mm, 4mm, 6mm, 8mm, 10mm의 Side-groove가 있는 해석의 경우 양 끝 부분에 shear lip의 영향이 없어진 것을 확인 할 수 있었다. 또한 그림 3.26은 두 번째 Crack Tip에서의 Side-groove 유무/ 깊이에 따라 양 끝단에서 전단응력을 보여주고 있다. Side-groove가 없는 경우 첫 번째 Crack Tip과 비슷하게 큰 전단응력을 보여주고 있어 전단파괴의 위험성이 있지만, Side-groove가 있는 경우 양 끝 단에 전단응력이 감소함을 확인 할 수 있었다. 만약 실제 취성파괴실험에서도 Shear lip 현상을 줄일 수 있다면 더 안정적인 취성파괴실험이 가능하여 효과적인 실험 결과를 얻을 수 있다.

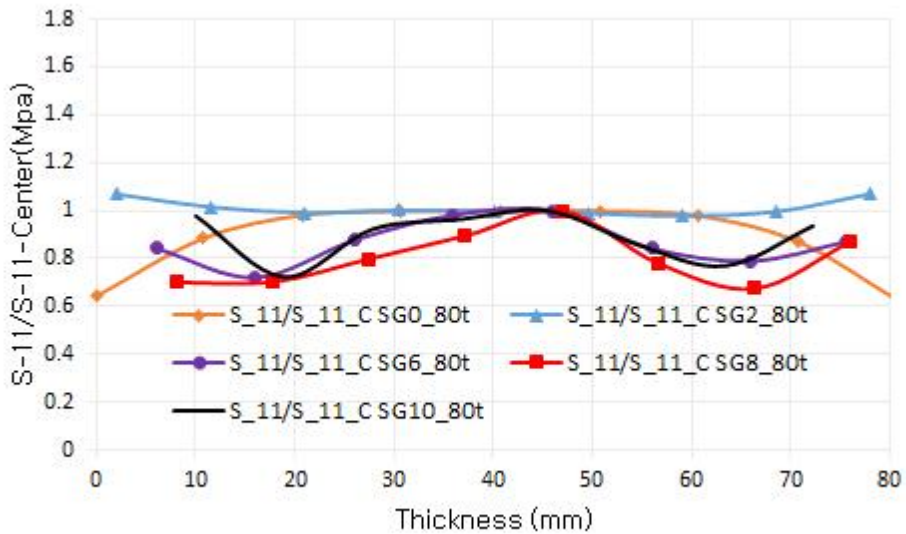


그림 3.25 80mm두께 시험편의 잔류응력분포(Second Crack Tip)

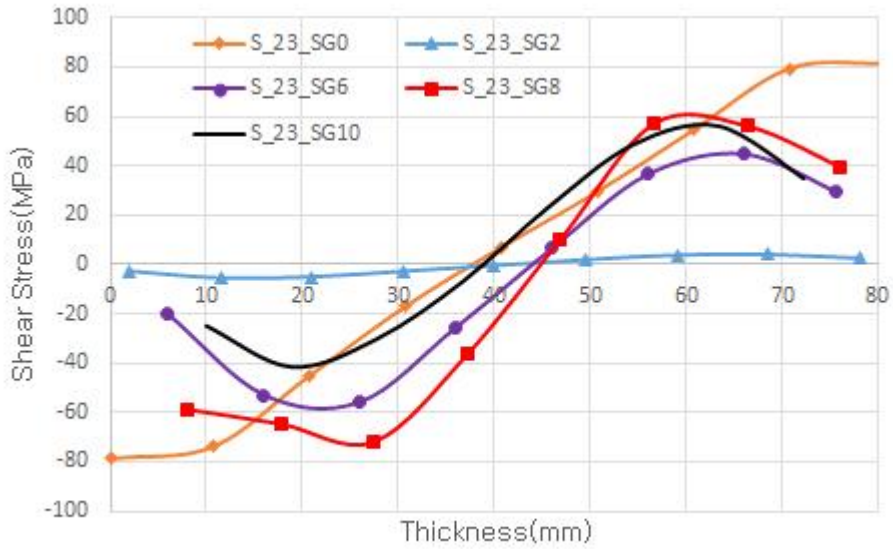


그림 3.26 80mm두께 시험편의 전단응력(Second Crack Tip)

그림 3.27 ~ 3.32는 두 번째 Crack Tip에서의 균열 측 단면을 보여주고 있다. 첫 번째 Crack Tip 단면과 다르게 확연하게 Shear lip의 영향이 줄어들어 있는 것을 확인 할 수 있다. 단면에서 확인 할 수 있듯이 Side-groove가 없는 경우 균열 측면에서 Shear lip 현상이 발생하여 양 끝단보다 균열 중심부에서 균열진전의 길이가 더 깊은 것을 확인 할 수 있다. 하지만 Side-groove가 2mm만 가공해도 양 끝단에 Shear lip 현상이 줄어들어 있는 것을 확인 할 수 있었다.

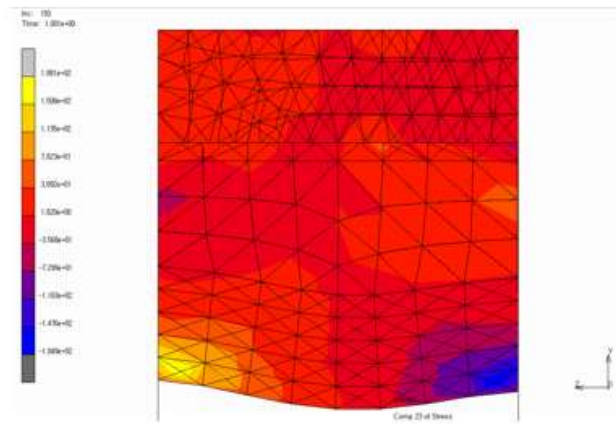


그림 3.27 Side Groove 0mm, 균열 진전 형상(Second Crack Tip)

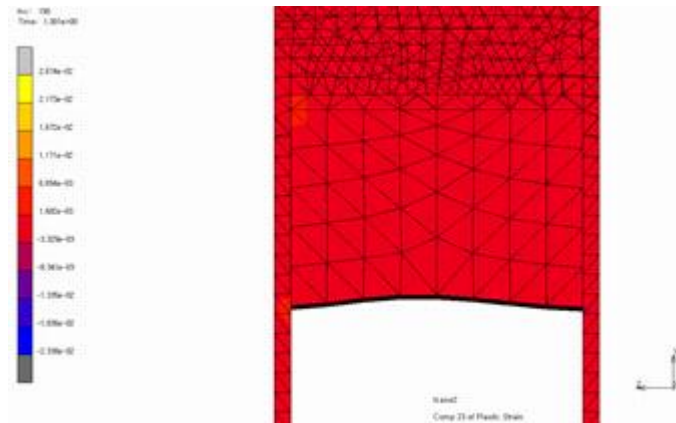


그림 3.28 Side Groove 2mm, 균열 진전 형상(Second Crack Tip)

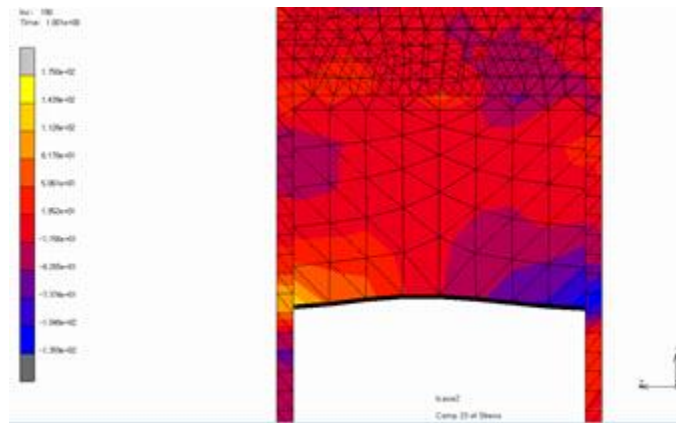


그림 3.29 Side Groove 4mm, 균열 진전 형상(Second Crack Tip)

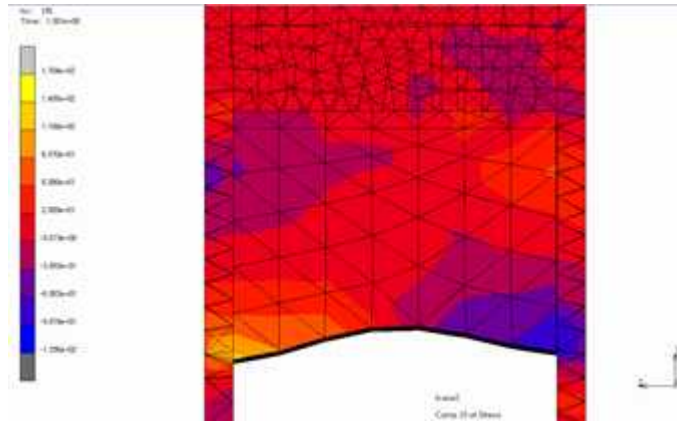


그림 3.30 Side Groove 6mm, 균열 진전 형상(Second Crack Tip)

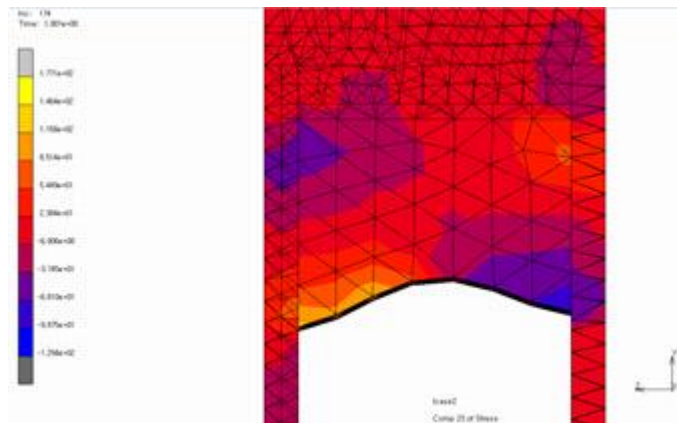


그림 3.31 Side Groove 8mm, 균열 진전 형상(Second Crack Tip)

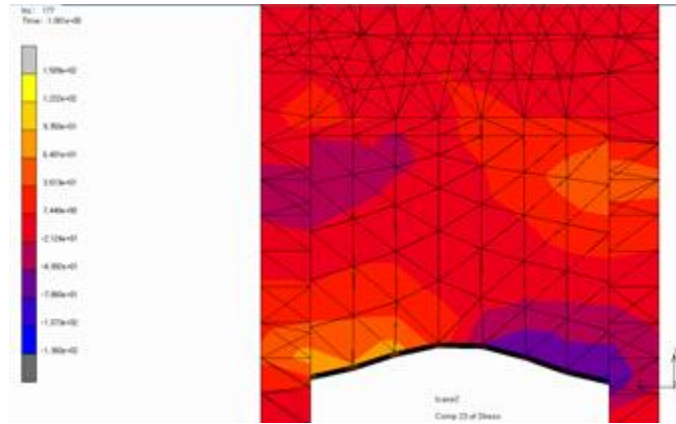


그림 3.32 Side Groove 10mm, 균열 진전 형상(Second Crack Tip)

그림 3.33은 균열진전 해석을 위한 Energy Release Rate GI를 계산한 결과이다. 그 결과 균열지각방향의 응력과 같이 Side-groove의 유무 / 깊이에 따라 비슷한 경향을 보이는 것으로 확인했다.

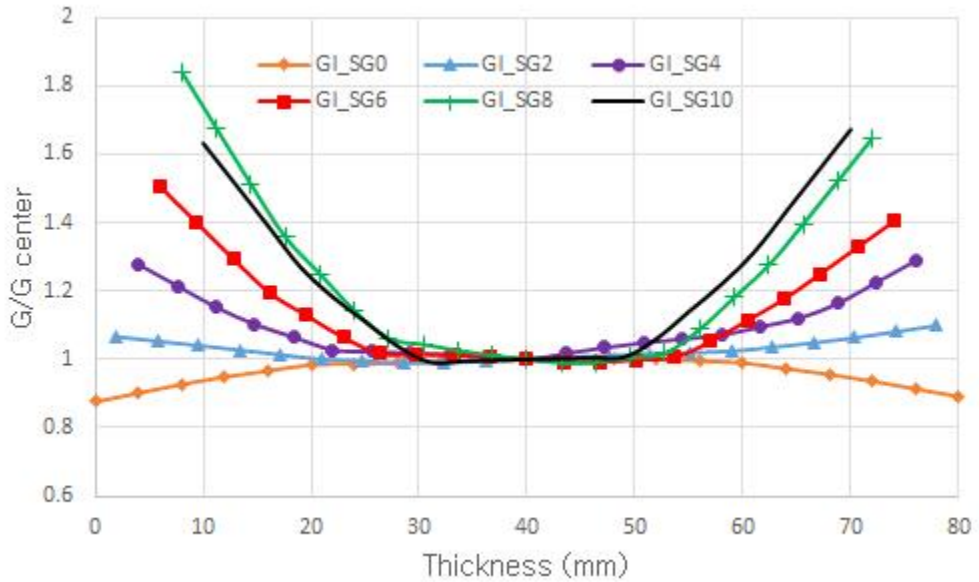


그림 3.33 80t 시험편의 VCCT Energy Release GI 분포도

해석의 신뢰성을 높이기 위해 실제 실험과 똑같은 물성과 똑같은 크기의 시험편을 사용하여 해석을 진행했다. 이때 신뢰성을 판별할 수 있는 방법은 실험과 해석의 Arrest Crack length의 값이 비슷하게 나와야했다. 실험결과 표3.5와 같이 Arrest Crack length는 168mm가 생겼다. 이와 비교하여 해석결과는 표3.6과 같이 Arrest Crack length는 164mm로 약3%의 오차가 있어 해석결과의 신뢰성을 확인할 수 있었다.

표3.6 EH47강의 두께 80mm 균열 해석결과

Depth of Side-groove(mm)	Notch Temp (°C)	Test Temp (°C)	Impact energy (J/mm)	Arrest Crack length(mm)
0	-104.6	-35	41.51	164
2	-104.6	-35	41.51	82
4	-104.6	-35	41.51	130
6	-104.6	-35	41.51	130
8	-104.6	-35	41.51	121
10	-104.6	-35	41.51	130

나. 두께 50mm,100mm 균열해석

80mm에 대한 해석 값과 실험값을 비교하여 해석의 신뢰성을 얻어 두께별 Side-groove의 영향에 대해 알아보고자 두께 80mm에 대한 해석과 동일한 조건에서 시험편의 두께를 바꿔 해석을 진행했다. 그림 3.34는 두께 50mm에 대한 Side-groove의 영향을 보여주고 있다. 그림에서 확인 할 수 있듯이 Side-groove 유무/ 깊이에 따라 양 끝단에서 Shear lip영향이 줄어드는 것을 확인 할 수 있다.

그림 3.35는 두께 100mm에 대한 Side-groove의 영향을 보여주고 있다. 그림에서 확인 할 수 있듯이 Side-groove 유무/ 깊이에 따라 50mm, 100mm와 같은 현상으로 시험편 양 끝단에서 Shear lip의 영향이 줄어드는 것을 확인 할 수 있다.

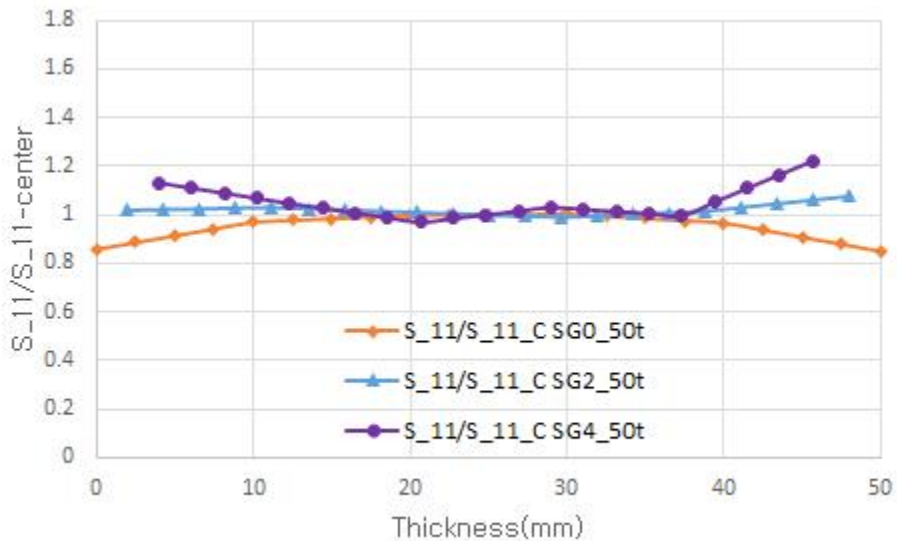


그림 3.34 50t 시험편에 대한 잔류응력 분포도

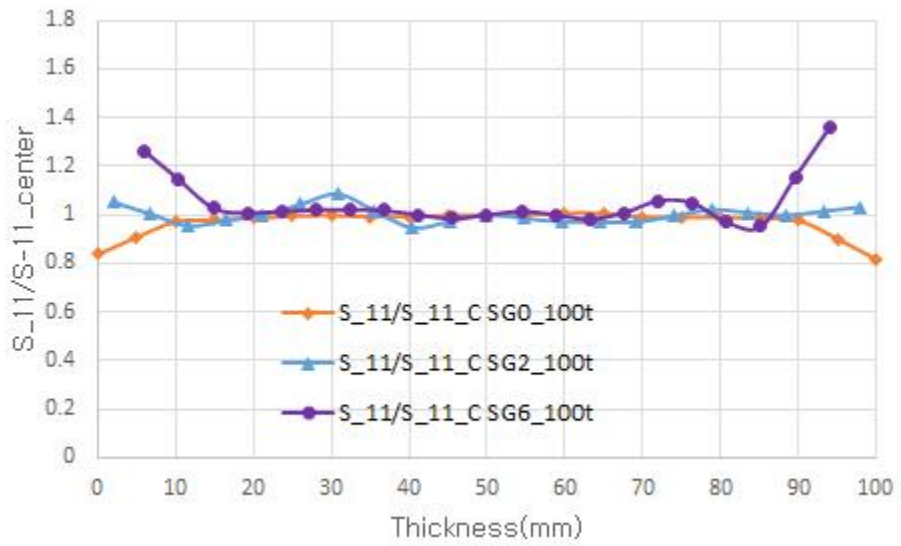


그림 3.35 100t 시험편에 대한 잔류응력 분포도

제 4 장 결 론

강 구조물 및 교량과 같이 강재를 사용한 구조물의 파괴에서는 취성파괴와 같이 빠른 속도로 발생하는 파괴에 대한 위험성이 더욱 크다. 따라서 이러한 불안전파괴를 방지하기 위해 정확히 예측하는 기술과 강구조물의 안전성 향상을 위한 연구가 중요하다.

본 연구에서는 취성균열 진전 시 두께표면과 내부의 상이한 응력상태(평면응력 및 평면변형)에 따라 Shear lip이 발생하고 이것은 부재의 취성균열진전을 방해할 수 있는 것을 확인했다. 이러한 Shear lip의 발생은 취성균열의 전과정지에 영향을 주게 되므로 완전한 균열전과 후 취성균열의 정지 유무를 판단하기 위해 시험편 표면 측면부에 서로 다른 깊이의 Side-groove를 기계 가공하여 Shear lip이 발생하지 않는 조건을 도출하였다. 해석 시 사용된 시험편의 두께 및 Side-groove의 깊이를 다양하게 변화시켜 FE해석을 실시하여 다음과 같은 결론을 도출했다.

1) Side-groove의 깊이가 깊어질수록 균열진행 법선방향의 응력은 부재 두께가 감소에 따라 증가하였다.

2) Side-groove가 없는 경우, 균열진행 법선방향의 응력은 두께중앙부에서 표면으로 갈수록 감소하였다. 반면 Side-groove가 있는 경우, 중앙부의 응력보다 표면으로 갈수록 응력이 증가하는 것을 확인 할 수 있었다. 이것은 시험편의 두께감소와 Side-groove부분에 불연속에 의한 응력집중현상에 의해 발생된다.

3) Side-groove의 유무, 깊이에 따른 응력은 균열이 발생하기 전과 균열진전(1st Crack Tip, 2nd Crack Tip) 중에도 응력의 경향은 비슷한 경향을 보여준다.

4) 시험편의 두께(50mm, 80mm, 100mm)에 관계없이 Side-groove에 의한 응력변화 및 Shear lip현상의 감소는 모두 유사한 경향을 보여주고 있다. 또한 두께 대비 깊은 Side-groove는 응력집중현상에 의해 중앙부보다 표면에서 더 큰 응력이 발생하는 것을 확인할 수 있었다.

5) Shear lip이 발생하는 영역을 실험결과 단면으로부터 측정한 결과, 본 실험 조건인 경우 표면에서 2~4mm영역에서 발생하기 시작했다. 따라서 안정적인 Shear lip의 영향을 방지하기 위해서 Side-groove의 깊이는 편면 두께의 5~10%이내로 가공하면 취성과 피 전과정지에 영향을 주어 응력집중현상을 최소화하며 Shear lip현상 또한 방지 될 것으로 판단된다.

참 고 문 헌

- 1) 김태진, 박종원, 조정혁, 김희동(2008), “SHN 형강 보-기둥 접합부의 내진성능 평가”, 한국강구조학회 논문집 제20권 6호, pp. 829~830.
- 2) 박정용, 안규백(2007), “선체구조물의 용접부 파괴 특성”, Journal of the Korean Welding and Joining Society, Vol. 25, No. 4.
- 3) 박정용, 김주학, 이윤규, 홍준화(2000), “샤피 V-노치 충격 하중-변위 곡선의 균열정지하중을 이용한 원자로압력용기강의 파괴인성 예측”, Korean Journal Materials Research, Vol. 10, No. 4.
- 4) 박준식, 정보영, 안규백, 이종봉(2007), “선급 극후물 강제 용접부 취성균열 정지특성”, 大韓熔接·接合學會誌 第25卷 第4號, pp. 347~351.
- 5) 박재실, 석창성(2001), “원전 배관재 다층 용접부의 파괴 특성에 관한 연구”, 대한기계학회논문집 A권, 제25권 제3호, pp. 381~389.
- 6) 배성인, 한민구(1995), “파괴역학실험법”, 원창출판사, pp. 31~75.
- 7) 서창민(1986), “피로파괴와 파괴역학에 관하여”, 대한기계학회논문집 Vol. 26, No. 5, pp. 382~383.
- 8) 안규백, 류강목, 박준식, 정보영, 김태수, 이종섭(2010), “선급용 고강도 극후물재의 취성파괴 정지 성능에 관한 연구” 大韓熔接·接合學會誌第28卷第1號.
- 9) 안규백, 류강목, 이종섭, 박태동, 신용택, 한기형, 정상훈, 강성구(2009), “고강도 극후물재 용접부 취성균열 전파 정지 기술 개발에 관한 연구”, KWJS 추계 학술발표대회.
- 10) 안규백, 박준식, 류강목, 김태수, 이태영(2008), “극후물 용접부의 취성균열 전파 정지 인성 평가”, 대한용접학회 추계 학술발표대회 개요집 제50권.
- 11) 안규백, 박준식, 정보영, 이종봉(2007), “조선용 극후물재의 취성균열 정지 특성 평가”, 대한용접학회 특별강연 및 학술발표대회 개요집, 48, pp. 3~5.
- 12) 이억섭, 김상철, 송정일(1990), “균열정지현상에 관한 기초적 연구” 대한기계학회논문집 A 64, pp. 112~118
- 13) 이영석(2010), “소형 균열정지 실험과 유한요소법을 사용한 균열정지거동에 관한 연구”, 중앙대학교 산학협력단 연구보고서, pp. 10~15.
- 14) 장동일, 정경섭, 한민구(1995), “파괴역학, 이론·해석에서 공학적 응용까지”, 원창출

- 판사, pp. 3~5.
- 15) 장동일, 정영화(1978), “강교량의 취성 및 피로파괴의 사례와 이에 대한 고려”, 대한토목학회지 제26권 제4호.
 - 16) 장운찬(2008), “EH36 및 SA516 강의 균열 전파 3차원 유한요소모사와 ESO 실험 및 샤르피에 적용” 중앙대학교 기계공학부 학위논문.
 - 17) 장재일, 이정석, 이백우, 주장복, 권동일, 김우식(2002), “LNG 저장탱크 내조용 9% Ni강의 SAW 용접열영향부내 파괴인성 변화 평가”, 대한기계학회논문집 A 제26권 제3호 통권 제198호, pp. 528-536 1226-4873.
 - 18) 장재일, 주장복, 김철만, 양영철, 김우식, 권동일(1999), “합목성에 기초한 9% Ni 강 용접열영향부 파괴특성의 종합적 고찰”, 대한용접학회 특별강연 및 학술발표대회 개요집 제2권.
 - 19) 정형진(1997), “構造用鋼 熔接部에서 殘留應力이 疲勞舉動에 미치는 影響”, 조선대학교 기계공학과 학위논문 pp. 1~2.
 - 20) 차용훈(1992), “CT形 變厚熔接板材에서의 疲勞龜裂 成長舉動에 미치는 殘留應力の 影響에 關한 破壞力學的 研究”, 성균관대학교 기계공학과 학위논문.
 - 21) Bate, S. K., et al(2007)., “UK Research Programme on Residual Stresses Progress to Date”, Proc. ASME-PVP 26337.
 - 22) B. Prabel, S. Marie, A. Combescure(2008), “Using the X-FEM method to model the dynamic propagation and arrest of cleavage cracks in ferritic steel”, Engineering Fracture Mechanicd Vol. 75, pp. 2984~3009.
 - 23) Brickstad, B. et al.(1998), “A Parametric Study of Residual Stresses in Multi-pass Butt-welded Stainless Steel Pipes”, International Journal of Pressure Vessels and piping, Vol. 75, pp. 11~25.
 - 24) Broek, D(1986), “Elementary Engineering Fracture Mechanics”, 4th ed., Martinus Nijhoff Publishers, 1986.
 - 25) C. S. Barrett(1944), “Internal Stress-a Review”, Metals and Alloys, Vol. 5, pp. 131.
 - 26) Chang, Y. S, Kim, Y. J, Ludwig Stumpfrock(2004), “Development of cleavage fracture toughness locus considering constraint effects”, KSME International Journal, Vol. 18, No. 12, pp. 2158~2173 1226-4865.
 - 27) DeWIT, R. and Fields, R. J(1987), “Wide plate crack arrest testing”, Nuclear

- Engineering and Design, Vol. 98, pp. 149~155.
- 28) Griffith, A. A.(1920), Trans. Roy. Soc., A-221, 163, London.
- 29) G. T. CAMACHO and M. ORTIZ(1996), "Computational Modelling of Impact Damage in Brittle Materials", Int. J. Solids Structures Vol. 33, No. 20~22, pp. 2899~2938.
- 30) Irwin, G. R(1957), ASME J. Appl. Mech., 24, 361, 1957.
- 31) Irwin, G. R(1948), ASM, 147, 1948.
- 32) Kazuki Shibamura, Fuminori Yanagimoto, Tetsuya Namegawa, Katsuyuki Suzuki, Shuji Aihara(2016), "Modeling of Brittle Crack Propagation/Arrest Behavior in Steel Plates, 21st European Conference on Fracture, ECF21, 20-24.
- 33) Kim Jong-Sung, Jin Tae-Eun(2007), "Development of Engineering Formula for Welding Residual Stress Distributions of Dissimilar Welds on Nozzle in Nuclear Component", Proc. ASME-PVP 26729.
- 34) Lei, Y., O'Dowd, N.P., Busso, E.P., Webster, G.A(1998), "Weibull Stress Solutions for 2-D Cracks in elastic and Elastic-Plastic Materials", Int. Journal of Fracture, Vol. 89, No. 3, pp. 245~268.
- 35) Masaoka I, Yada M and Sasaki R(2010), "Brittle fracture initiation characteristics of weld joint for 80kg/mm² high strength thick plate steel(Report3) -Effect of residual stress and repair welding on brittle fracture initiation from surface notch in fusion line of welded joints" Journal of the Japan Welding Society, vol.44, no.11.
- 36) T Moan(1981), "The Alexander L. Kielland Accident", MITSG, 81-8.
- 37) Oragu, N(1961), "A study on the Ductile Arrest of Brittle Cracks", Journal of Zosen Kiokai110, pp. 443~453.
- 38) Oriwan(1949), E., Rep. Prog. Phy., 12, 185.
- 39) Priest, A. H(2003), "The influence of structural dimensions on crack arrest", Engineering Fracture Mechanics, Vol. 70, pp. 2421~2437.
- 40) Priest, A.H(1998), "An energy balance in crack propagation and arrest", Engineering Fracture Mechanics 61, pp. 231~251.
- 41) Rolfe, T. S. and Barsom, M. J(1977), "Fracture and Fatigue Control in Structures", Prentice-Hall.

- 42) Rosenfield, A. R(1993), "Estimating crack arrest under accident conditions", Int. Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol. 56, pp. 33~36.
- 43) T. Inoue, T. Ishikawa, S. Imai, T. Koseki, K. Hirota, M. Tada, H. Kitada, Y. Yamaguchi and H. Yajima(2006), "Long crack arrestability of heavy-thick shipbuilding steels", Proceedings of the 16 th International Offshore and polar Engineering Conference, (SF,USE).
- 44) T. S. Robertson(1953), "Propagation of brittle fracture in steel", Journal of iron and steel institute, Vol. 175, pp. 361~374.
- 45) Wall, O.(2002), "Dynamic crack propagation in large steel specimens", Engineering Fracture Mechanics, Vol. 69, pp. 835~849.
- 47) W.Andrews and C. Shin(1979), "Thickness and Side-Groove Effect on J -and δ -Resistance Curves for A533-B Steel at 93 ° C", in Elastic-Plastic Fracture, ed. J.Landes, J.Begley, and G.Clarke(West Conshohocken, PA:ASTM International), pp. 426~450
- 46) Wiesner, C. S.(1996), "Predicting structural crack arrest behaviour using small-scale material characterisation tests", Journal of Pressure Vessels and Piping, Vol. 69, pp. 185~196.
- 47) Yang Won-Jon, Lee Bong-Sang, Huh Moo-Young, Hong Jun-Hwa(2003), "Application of the local fracture stress model on the cleavage fracture of the reactor pressure vessel steels in the transition temperature region", Journal of Nuclear Materials, Vol. 317, No. 2, pp. 234~242 0022-3115.